



## 저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사 학위논문

# 순 티타늄의 파이버 레이저 용접성 향상을 위한 출력 파형 제어에 관한 연구

Wave Shape Control of Laser Power for Improving  
the Weldability of Pure Titanium by Fiber Laser



2016년 8월

한국해양대학교 대학원

기 관 공 학 과

김 지 성



본 논문을 김지성의 공학석사 학위논문으로 인준함.



위원장 이명훈 (인)

위원 윤용섭 (인)

위원 김중도 (인)

2016년 6월 22일

한국해양대학교 대학원

# 목 차

List of Tables .....	iii
List of Figures .....	iv
Abstract .....	x

## 1. 서 론

1.1 연구 배경 및 목적 .....	1
1.2 연구내용 .....	4

## 2. 이론적인 배경

2.1 티타늄의 특성과 분류 .....	6
2.1.1 티타늄의 특성 .....	6
2.1.2 티타늄의 분류 .....	15
2.2 판형 열교환기 .....	20
2.2.1 판형 열교환기의 제조방법 .....	20
2.2.2 판형 열교환기의 종류 .....	23
2.3 파이버 레이저의 원리와 특성 .....	29
2.3.1 레이저의 발진원리 .....	29
2.3.2 파이버 레이저의 특성 .....	37

## 3. 실험 방법

3.1 실험 재료 및 장치 .....	40
3.1.1 실험재료 .....	40
3.1.2 레이저 용접장치 .....	42
3.2 실험 및 분석 방법 .....	44
3.2.1 실험방법 .....	44
3.2.2 분석방법 .....	46

#### 4. 실험결과 및 고찰

4.1 비초점거리 및 틸팅각도에 따른 용입특성 .....	49
4.1.1 비초점거리에 따른 용입특성 .....	49
4.1.2 틸팅각도에 따른 용입특성 .....	52
4.2 실드가스 제어변수의 영향 .....	54
4.2.1 실드가스 종류 및 유량변화 .....	54
4.2.2 사이드 실드 노즐각도 변화 .....	58
4.2.3 사이드 실드 노즐거리 변화 .....	60
4.2.4 동축 실드 노즐거리 변화 .....	64
4.2.5 비드색에 따른 용접부의 기계적인 특성과 미세조직 .....	66
4.3 용접 형상인자가 용입에 미치는 영향 .....	79
4.3.1 비드 용접 .....	79
4.3.2 겹치기 용접 .....	94
4.4 비드중첩부의 파형제어 변수가 용접특성에 미치는 영향 .....	119
4.4.1 슬롭 업 & 다운 시간변화 .....	119
4.4.2 테일링 파워의 제어 .....	131
4.4.3 중첩부 길이의 변화 .....	139
4.5 용접부의 기계적 특성 평가 .....	145
4.5.1 경도 특성 .....	145
4.5.2 인장전단 특성 .....	165
4.6 실물 판형 열교환기로의 적용 .....	172
4.6.1 내부결합 검사 .....	172
4.6.2 용접성 평가 .....	175

5. 결 론 .....	185
--------------	-----

참고 문헌 .....	187
-------------	-----

감사의 글 .....	192
-------------	-----

## List of Tables

Table 2.1	Physical properties of titanium and another elements .....	8
Table 2.2	Stretching ability of pure titanium plate .....	13
Table 2.3	Flange ability of Ti(JIS 1), STS304, STS430(plate thickness=1 mm) ....	14
Table 2.4	Alloy composition and $\beta$ -trans temperature of commercial titanium alloys .....	17
Table 2.5	$\alpha$ and $\beta$ -stabilizing elements for titanium .....	19
Table 3.1	Chemical composition of specimens .....	41
Table 3.2	Mechanical characteristics of material .....	41
Table 3.3	Specifications of 6 kW CW Fiber laser .....	43
Table 4.1	Average tensile test results of overlap weld and no overlap weld ( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	167
Table 4.2	Average tensile test results of overlap weld and no overlap weld( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	170
Table 4.3	Specifications of X-ray CT equipment .....	173

## List of Figures

Fig. 2.1 Effect of temperature on tensile and yield strength of pure Ti sheet ....	11
Fig. 2.2 Crystal lattice structure of HCP and BCC .....	16
Fig. 2.3 Phase diagram of Titanium alloy .....	18
Fig. 2.4 Classification of binary alloy phase diagram .....	19
Fig. 2.5 The structure of the plate heat exchanger .....	22
Fig. 2.6 Process of manufacturing plate heat exchanger .....	22
Fig. 2.7 Photos of various heat exchanger types .....	27
Fig. 2.8 Schematic of excitation process .....	30
Fig. 2.9 Excitation state and energy level of atom .....	30
Fig. 2.10 Excitation by electromagnetic and photon absorption .....	31
Fig. 2.11 Photon emission by natural transition .....	31
Fig. 2.12 Stimulated emission and amplification of light .....	32
Fig. 2.13 Boltzmann's distribution law .....	33
Fig. 2.14 Population inversion .....	33
Fig. 2.15 Schematic fiber laser system to structures .....	35
Fig. 2.16 The structure of a double clad fiber .....	35
Fig. 2.17 Excitation method of Fiber laser .....	36
Fig. 2.18 Fiber laser beam profile .....	38
Fig. 2.19 Absorption rate of light to metal .....	39
Fig. 2.20 Compared to the light power CW laser efficient .....	39
Fig. 3.1 Schematic illustration of specimen size .....	41
Fig. 3.2 Setup of experimental equipment in 6 kW CW fiber laser .....	43
Fig. 3.3 Experimental setup for laser welding .....	45

Fig. 3.4 Sampling position and measuring method in weld .....	47
Fig. 3.5 Photograph of hardness tester used in this study .....	48
Fig. 3.6 Schematic illustrations of tensile strength test specimen .....	48
Fig. 4.1 Variation of spot size with defocused distance .....	50
Fig. 4.2 Variation of penetration depth and bead width according to the defocused distance .....	51
Fig. 4.3 Penetration properties and various bead shapes with tilting angle ...	53
Fig. 4.4 Penetration properties and various bead shapes with kind of shield gas .....	55
Fig. 4.5 Penetration properties and various bead shapes with flow rate of shield gas .....	57
Fig. 4.6 Penetration properties and various bead shapes with angle of side shield gas nozzle .....	59
Fig. 4.7 Penetration properties and various bead shapes with distance of shield gas nozzle-lip and laser incident point using side shield nozzle .....	62
Fig. 4.8 Penetration properties and various bead shapes with length of shielding zone and laser incident point using side shield gas nozzle .....	63
Fig. 4.9 Penetration properties and various bead shapes with distance of shield gas nozzle-lip and laser incident point using coaxial gas nozzle .....	65
Fig. 4.10 Hardness distribution on the cross section with bead color .....	67
Fig. 4.11 Comparison of hardness along cross section with bead color .....	69
Fig. 4.12 Cross section observed by OM with bead color .....	72
Fig. 4.13 OM and SEM image of near top surface zone with bead color ....	74

Fig. 4.14	Results of EPMA on cross section with bead color .....	76
Fig. 4.15	Results of EDS spot analysis on cross section with bead color ....	77
Fig. 4.16	Results of EDS mapping analysis on cross section with bead color .....	78
Fig. 4.17	Penetration properties and various bead shapes with laser power in bead welding .....	81
Fig. 4.18	Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in bead welding .....	84
Fig. 4.19	Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in bead welding .....	85
Fig. 4.20	Penetration properties and various bead shapes with laser power ...	88
Fig. 4.21	Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in bead welding .....	92
Fig. 4.22	Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in bead welding .....	93
Fig. 4.23	Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=500$ W) .....	96
Fig. 4.24	Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=700$ W) .....	98
Fig. 4.25	Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=900$ W) .....	100
Fig. 4.26	Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in lap welding .....	102
Fig. 4.27	Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in lap welding .....	103
Fig. 4.28	Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.1$ kW) .....	107

Fig. 4.29 Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.3$ kW) .....	109
Fig. 4.30 Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.5$ kW) .....	111
Fig. 4.31 Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.7$ kW) .....	113
Fig. 4.32 Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in lap welding .....	115
Fig. 4.33 Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in lap welding .....	116
Fig. 4.34 Penetration properties and various bead shapes with distance of shield gas nozzle-lip and laser incident point using coaxial shield gas nozzle in lap welding .....	118
Fig. 4.35 Wave shape control of slope up & down in lap welding .....	121
Fig. 4.36 Slope up in lap welding( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	122
Fig. 4.37 Slope down in lap welding( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	124
Fig. 4.38 Maximum depth of crater with slope down time( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) ...	126
Fig. 4.39 Area of crater with slope down time( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	126
Fig. 4.40 Slope down in lap welding( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	128
Fig. 4.41 Maximum depth of crater with slope down time( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	130
Fig. 4.42 Area of crater with slope down time( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	130
Fig. 4.43 Wave shape control of slope down in lap welding .....	132
Fig. 4.44 Slope down in lap welding with tailing power( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	133
Fig. 4.45 Maximum depth of crater with tailing power( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) ..	135
Fig. 4.46 Area of crater with tailing power( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	135
Fig. 4.47 Slope down in lap welding with tailing power( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) ...	136
Fig. 4.48 Maximum depth of crater with tailing power( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) ...	138



Fig. 4.49 Area of crater with tailing power( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	138
Fig. 4.50 Wave shape control of slope up & down in lap welding ( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	140
Fig. 4.51 Various bead appearance and longitudinal section with overlap length in lap welding $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	141
Fig. 4.52 Wave shape control of slope up & down in lap welding ( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	143
Fig. 4.53 Various bead appearance and longitudinal section with overlap length in lap welding( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	144
Fig. 4.54 Hardness distribution of no-slope down weld( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	147
Fig. 4.55 Hardness distribution of slope down weld( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	148
Fig. 4.56 Hardness distribution of no-slope down crater( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) ..	149
Fig. 4.57 Hardness distribution of slope down crater( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min)) ..	150
Fig. 4.58 Results of EDS spot analysis of no-slope down weld .....	151
Fig. 4.59 Results of EPMA analysis of no-slope down weld .....	152
Fig. 4.60 Results of EDS spot analysis of slope down weld .....	153
Fig. 4.61 Results of EPMA analysis of slope down weld .....	154
Fig. 4.62 Hardness distribution of no-slope down weld( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) ..	156
Fig. 4.63 Hardness distribution of slope down weld( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	157
Fig. 4.64 Hardness distribution of overlap weld( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	159
Fig. 4.65 Microstructures of overlap weld( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	160
Fig. 4.66 Comparison of hardness on cross section of no-slope down and slope down weld( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	161
Fig. 4.67 Hardness distribution of overlap weld( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	163
Fig. 4.68 Microstructures of overlap weld( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	164
Fig. 4.69 Results of tensile-shear test for overlap weld and no overlap weld( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	167

Fig. 4.70 Tensile stress-strain curve of overlap and no overlap weld ( $P=500$ W, $v=2.5$ m/min) .....	168
Fig. 4.71 Results of tensile-shear test for overlap weld and no overlap weld( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	170
Fig. 4.72 Tensile stress-strain curve of overlap weld no overlap weld ( $P=1.5$ kW, $v=6$ m/min) .....	171
Fig. 4.73 Experimental setup for X-ray photography .....	173
Fig. 4.74 Result of X-ray photography for heat exchanger plate .....	174
Fig. 4.75 Results of lap welds for heat exchanger of Fig. 4.74(a) .....	177
Fig. 4.76 Hardness distribution of crosse section for heat exchanger .....	183
Fig. 4.77 Hardness distribution of lap joint area for heat exchanger .....	184



# Wave Shape Control of Laser Power for Improving the Weldability of Pure Titanium by Fiber Laser

Kim, Ji Sung

Department of Marine Engineering  
Graduate School of Korea Maritime and Ocean University

## Abstract

The pure titanium whose corrosion resistance and formability are excellent, can maximize the heat conduction efficiency because it is processed into thin plates. When plate-type heat exchanger is manufactured, the pure titanium with superior properties is being used as the material of heat exchanger plates in different sizes and shapes. Since plate-type heat exchanger was developed at the end of 19th century, it has been widely used in many industries such as refrigeration, air-conditioning system, food processing sector, dairy production process, chemical, petroleum, and shipbuilding. The welded heat exchanger which is one of the plate-type heat exchanger can reduce the risk of leakage more than gasket-type heat exchanger. welding area in the welded type is divided into three parts ; straight, curved and overlap. However because the pure titanium has a strong chemical affinity with hydrogen, oxygen and nitrogen in the high temperature, it reacts with these elements during welding and then oxide and nitride emerge. as a results, brittle region is formed.

Thus the weld must be protected from the atmosphere by using appropriate shielding conditions. In addition, controlling the overlap weld is important because it is easy to occur the welding defect such as crack, humping bead and porosity in the area overlapped welding start and end. Welding heat source used in this paper is a continuous wave fiber laser with a maximum output of 6.3 kW having a wavelength of 1,070 nm and the material used in this study was 0.5 mm<sup>t</sup> pure titanium. The parameters for fundamental welding parameters were optimized through the bead welding and the parameters for the defect suppression in the lap welding were controlled.

First of all, experiments were performed by changing defocused distance, tilting angle, type and flow rate of shielding gases, variables of side shield nozzle and coaxial shield nozzle in the bead welding. It determined welding conditions obtaining the sound bead with the deepest penetration by changing defocused distance and tilting angle. Furthermore, it could be seen than various colors of bead were obtained by changing the shielding conditions at the same laser power and welding speed. The welds with bead colors of silvery white, gold, brown and blue were sound and not brominated while in case of purple, yellow and gray bead, the welds were brominated and the hardness was increased. The more oxidation and nitrification occurred, the darker color in microstructure became and a thin layer was observed in the surface of the weld. As a result of EPMA analysis, it was estimated that this thin layer was the oxide layer and as oxidation proceeded more, thickness of this layer was increased. Also, when the weld didn't protected properly form the atmosphere, the content of oxygen and nitrogen tended to be increased in bead surface and overall weld.

Second, crater and humping bead were suppressed by applying the wave shape control in the overlap welding. The experiments were conducted by changing slope up & down time and tailing power. After then the bead shape was observed and the maximum depth and the area of crater were measured.

If slope down time was increased, it tended to reduce the maximum depth and the area of crater because molten metal could fill the crater as solidification rate become slow. Moreover by deriving the appropriate length of the overlap weld, it is possible to suppress the humping bead caused by the lack of penetration.

Third, the hardness and tensile-shear test were carried out to evaluate the mechanical properties of overlap weld according to applying the wave shape control. As a result of hardness test, if wave shape control didn't applied to the overlap weld, the hardness of weld increased due to rapid solidification rate. but, when wave shape was controlled during overlap welding, it could be possible to prevent the increasing of hardness through decreasing the solidification rate. After the tensile-shear test, if wave shape control didn't applied to the overlap weld, the fracture occurred in the weld whereas if wave shape control was applied to the overlap weld, the fracture occurred in the base metal and the properties of tensile-shear in the overlap weld was more excellent.

As mentioned above, the oxidation of the weld was prevent by depriving optimal shielding condition and the crater and the humping bead in the overlap weld were suppressed by applying the wave shape control of laser power. Thus, it is expected that the results of this study can be utilized not only the production of welded plate heat exchangers but also important data on laser welding application of titanium.

**KEY WORDS:** Fiber laser 파이버 레이저;

Pure titanium 순 티타늄;

Welded plate heat exchanger 용접식 판형 열교환기;

Wave shape control 파형제어;

# 제 1 장 서 론

## 1.1 연구 배경 및 목적

세계적인 지구 온난화 현상에 의해 CO<sub>2</sub> 및 NO<sub>x</sub> 배출 저감에 대한 환경기준의 입법화가 범지구적으로 추진되고 있다. 또한 에너지 소비가 점차 증가하면서 한정된 자원의 고갈에 대한 위기의식으로 선진국에서는 각종 시스템의 효율을 높이기 위한 기술개발에 큰 노력을 기울이고 있다. 이러한 노력의 결과로써 가정 및 산업용 냉동 공조 분야에 적용할 수 있는 고성능의 압축기를 포함하여 고효율, 고밀도의 응축기와 증발기 등이 개발되어 왔다. 이 가운데 열에너지 관리기술 중 핵심부품인 열교환기는 에너지 및 동력 시스템의 제품 성능 향상에 영향을 미치는 중요한 요소 중 하나이다<sup>1)</sup>.

한편, 대형선박 주 기관의 냉각 및 보호를 위해서는 윤활유와 자켓워터의 냉각이 필수적이며, 기존에는 쉘-튜브형 열교환기(shell & tube type heat exchanger)가 주로 사용되었다. 하지만 쉘-튜브형 열교환기는 내구성이 우수하지만 총괄 열전달계수가 낮기 때문에 전열면적이 증가하게 되면, 그로 인해 열교환기의 부피가 증가하여 기관실내 많은 공간을 차지하게 된다. 따라서 최근에는 고온·고압의 특수한 운전조건을 제외하고 기관실의 용적 감소 및 화물창의 용적 증가를 위해 일반적으로 판형 열교환기(plate type heat exchanger, PHE)가 사용되고 있다<sup>2)</sup>.

판형열교환기는 19세기말에 개발된 이래로 냉동·공조산업 및 낙농과 식품분야, 화학, 석유, 의약품 산업, 조선(선박용) 등 열교환기를 필요로 하는 거의 모든 산업분야에서 광범위하게 응용되고 있다. 또한 기존의 열교환기에 비해 저렴하고, 크기도 1/5이하로 감소하였으며, 열교환 효율도 높아서 사용이 점차 확대되고 있다<sup>3)</sup>. 판형 열교환기 구조는 특정 패턴을 갖는 판을 적층시킨 후 누설을 방지하기 위해서 판 사이에 가스켓을 삽입하고 전체 구조물을 안내봉과 볼트로 조여 고정하는 형태이다. 각각의 전열판과 전열판 사이에 형성된 유로를 통해 가열유체와 피 가열유체가 서로 교대로 흐르면서 열교환이 이루어진다. 오늘날 판형 열교환기의 전열판은 1950년대 후반에 개발된 헤링



본(herring-bone) 형태이며 전열판에 유체가 흐를 때 판 표면의 주름진 골이나 나선형 부위에서 소용돌이와 난류가 발생한다. 발생한 난류는 열교환을 촉진시켜 대류 열전달 계수를 향상시키므로 쉘-튜브 열교환기와 유사한 유동조건일 때와 비교하여 판형 열교환기의 열전달 효율은 크게 증가한다. 또한 높은 열전달계수와 대향류 배열로 인해 열 회수율이 최대 90 %까지 도달할 수 있으며, 이는 쉘-튜브 열교환기에 비해 약 50 %이상 증가한 값이다. 높은 열 회수율로 인해 판형 열교환기는 두 유체의 온도차가 매우 낮은 경우(1 ℃)에도 적용이 가능하다. 그리고 판형 열교환기 내부에서 발생하는 나선형 소용돌이는 교차된 물결 모양 판의 유동 통로에서 발생할 수 있는 오염물질을 줄여주는 역할을 한다<sup>4)</sup>.

하지만 판형 열교환기는 전열판과 전열판 사이에 위치하는 고무 가스켓을 체결볼트로 조아서 조립하는 구조이므로 기기건전성이 쉘-튜브 열교환기에 비해 현저히 낮을 수밖에 없으며, 사용압력의 제한, 판사이의 누설 문제, 상대적으로 좁은 유로로 인한 높은 압력손실 등의 문제점을 가지고 있다. 결국 이와 같은 판형 열교환기의 문제점으로 인해 고온·고압의 운전조건에서는 여전히 쉘-튜브 열교환기가 사용되고 있다<sup>2)</sup>. 판형 열교환기의 가스켓을 합성고무를 이용하여 제작할 경우 실용적인 최고사용 한계는 21 bar(170 ℃)정도이다. 유지관리를 적절하게 한다면 가스켓으로 인한 누설을 방지할 수 있으나 누출사고 시 치명적인 독성이 있거나 인화성이 높은 유체 등의 경우 안전상의 문제가 발생할 수 있다. 따라서 이러한 문제점을 보완하기 위해 반용접식(semi-fully welded type) 판형 열교환기가 도입되었으며, 열교환기의 유로는 기존의 가스켓이 아닌 용접된 두 전열판 사이에서 형성된다. 유체는 용접된 유로 사이로 흐르게 되고 가스켓은 단지 용접된 판들이 갖고 있는 유로 구멍의 틈을 밀봉해 주는 역할을 하게 된다.

세계 최대 판형 열교환기 제조기업인 Alfa-Laval사는 40 bar(350 ℃)의 압력을 견딜 수 있는 완전 용접식(fully welded type) 판형 열교환기를 개발하였으며, Tranter사는 25 bar의 압력을 견딜 수 있는 반용접식(Semi-welded type) 판형 열교환기를 개발하였다. 하지만 국내의 경우 여러 판형 열교환기 제작업체에서 용접형 판형 열교환기 개발을 시도하였으나 여러 가지 기술적인 어려움을 겪고 있다.

기존의 아크용접은 입열량이 많으므로 모재가 많이 녹게 되며 변형이 발생한다. 또한 용가재 선정이 부적절할 경우 편석, 희석 및 균열과 같은 결함이 용접부 내에 발생할 수 있다. 또한 용가재가 모재금속보다 내부식성이 낮을 경우 용접금속에 부식이 집중되는 문제가 발생한다. 확산접합과 교반 용접과 같은 방법들도 연구되고 있으나 확산 접

합은 접합 시간이 길기 때문에 생산성이 낮으며, 교반 용접은 그라인딩과 같은 용접 후 공정이 필요하다.

반면 레이저 용접은 아크용접보다 상대적으로 입열량이 적아 좁은 영역을 정밀하게 용접할 수 있으며 변형이 거의 발생하지 않는다. 또한 빠른 용접속도로 인해 생산성을 증가시킬 수 있으며, 실시간 제어 및 자동화가 용이하다. 따라서 레이저 용접은 판형 열교환기의 전열판을 용접하는데 있어서 매우 적합한 용접기술이라고 할 수 있다.

판형열교환기 전열판 재료로 널리 사용되는 순 티타늄은 고온에서 산소와의 반응성이 매우 높기 때문에 용접 시 용접부 주변의 대기를 차폐할 수 있는 실드장치가 필요하다. 실드가스 종류 및 노즐변수 등의 실드조건에 대한 최적화가 필요하다. 또한 판형 열교환기 전열판의 용접부는 용접시작부와 끝단부가 겹치는 중첩부가 발생하며, 이 중첩부에서 크레이터, 험핑비드, 균열, 기공 등과 같은 용접결함이 발생하기 쉽다. 이러한 용접 결함은 레이저 출력과형을 제어하는 파형제어를 적용하여 억제할 수 있다. 출력과형제어는 레이저 출력을 점차적으로 증가시키거나 감소시키는 기능으로, 용접시작부에 적용할 경우 슬롭업이라고 하며 용접끝단부에 적용할 경우 슬롭 다운이라고 한다. 따라서 슬롭 다운을 적용하게 되면 레이저 빔 조사 정지를 지연시켜 용액이 크레이터 부분을 채워줌으로써 크레이터를 억제할 수 있다. 아크용접에서는 크레이터 처리(crater treatment), 펄스 모드 레이저는 램핑다운(ramping down)이라고 부르기도 한다. 하지만 이러한 연속레이저에서의 파형제어는 산업현장에서 경험적으로 사용되기는 하나 자세하게 연구된 결과는 거의 없는 실정이다.

본 연구에서는 반응접식 판형열교환기의 내구성 및 신뢰성 확보를 위해 레이저 용접을 적용하였다. 레이저용접 시 가공지배인자의 도출 및 용접공정변수의 최적화를 목표로 하였으며 용접부의 산화방지 및 크레이터, 험핑비드 등 용접결함을 억제하기 위한 연구를 진행하고자 한다.



## 1.2 연구 내용

열교환기의 구조는 대부분 금속으로 제작되므로 해수, 화학 약품 등과 같은 부식성 환경에 노출되는 경우 부식에 의한 문제가 발생할 수 있다. 특히 판형 열교환기의 전열판 두께는 0.5~1 mm 정도로 매우 얇기 때문에 연간 최대 0.05 mm 정도의 부식만을 허용한다. 이로 인해 해수 분위기에서 거의 부식되지 않으며 다른 어떤 재료보다도 화학 약품에 대한 내부식성이 우수한 티타늄이 장기간 사용되는 열교환기에 적합한 소재라 할 수 있다. 본 연구에서는 우수한 연성과 성형성으로 인해 복잡한 물결 형상의 전열판을 가공하기 용이한 순 티타늄(pure titanium) Grade1을 실험재료로 사용하였다. 또한 좁은 면적을 가진 부분의 용접을 위하여 적은 입열로 깊은 용입을 얻을 수 있는 레이저 열원을 사용하여 실험을 진행하였으며, 이에 대한 세부 내용은 다음과 같다.

### (1) 틸팅각도 및 비초점거리 변화에 따른 용입특성 분석

틸팅각도 및 비초점거리를 변화하여 용입특성을 평가하였다. 용입깊이, 전면 및 이면 비드폭을 측정하여 용입이 가장 깊고 안정적으로 전면 및 이면비드가 얻어지는 조건을 도출하였다.

### (2) 실드가스 제어변수 변화에 따른 용접특성 분석

티타늄은 열처리 시 온도변화에 민감하며 산화 또는 질화 정도에 따라 비드색이 다양하게 변화한다. 실드가스 노즐각도( $\alpha$ ), 노즐끝단과 실드가스 분사지점과의 거리( $d$ ), 레이저 빔 조사점과 실드가스 분사지점과의 거리( $l$ ), 실드가스( $G_s$ ) 종류 및 유량 변화를 통해 다양한 비드색을 얻을 수 있었으며, 각 비드색에 따른 용입특성을 평가하고 SEM, EDS 및 EPMA 분석을 통해 미세조직 및 성분분석을 하였다.

### (3) 용접 형상인자가 용입에 미치는 영향 분석

비드 용접에서 기초 물성을 평가하였으며, 실제 열교환기 전열판에 적용되는 겹치기 용접을 실시 하였다. 레이저 출력 및 용접속도에 따른 용입특성을 평가하고 양호한 접합길이를 얻을 수 있는 용접조건을 도출하였다.

### (4) 파형제어 변수 변화에 따른 비드중첩부의 결함억제

비드 중첩부에서 발생하는 각종 결함을 억제하기 위하여 레이저 출력 파형제어를 적용하였다. 슬로프 업 및 다운(slope up/down) 시간 그리고 테일링 파워를 변화시켜 실험하였으며 그에 따른 비드형상과 크레이터의 최대깊이 및 면적을 측정하였다. 광학현미경을 사용하여 비드 중첩부의 조직적인 특성을 분석하였다.

(5) 용접부의 기계적인 특성 평가

레이저 출력 파형제어 적용 유무에 따른 기계적인 특성을 파악하기 위해 용접끝단부의 종단면 및 횡단면을 채취하고 경도측정 결과를 각각 비교하였으며, 인장전단시험을 통해 비드중첩부의 인장전단특성을 비교하였다.

(6) 실물 판형 열교환기로의 적용

실물 판형 열교환기의 레이저 용접을 적용한 후 각 부분별 결함여부를 파악하였다. 용접부의 비드외관, 횡단면 및 종단면을 관찰하였으며, 내부결함검사를 위해 X-ray분석을 하였다.



## 제 2 장 이론적인 배경

### 2.1 티타늄의 특성과 종류

#### 2.1.1 티타늄의 특성

##### (1) 기계적·물리적 성질

Table 2.1에 티타늄 합금의 물리적인 성질을 다른 재료와 비교한 것을 나타낸다. 티타늄의 특성을 살펴보면 다음과 같다.

- ① Ti는 Zr, Hf과 함께 IV A족에 속하는 천이금속으로 저온영역에서는 조밀육방정(HCP)의  $\alpha$ 상으로 존재하고 885 °C에서 체심입방정(BCC)의  $\beta$ 상으로 동소변태한다. Ti-6Al-4V는  $\beta$ 변태점 이하에서  $\alpha$ 상과  $\beta$ 상의 2상 구조를 보이며, 그 상의 양은 온도에 따라서 변화한다. 소둔된 소재에서는 상온에서 약 80 %의  $\alpha$ 상과 약 20 %의  $\beta$ 상이 존재한다<sup>5)</sup>.
- ② 비중은 4.51 g/cm<sup>3</sup>으로 철강의 약 60 %이며, 강도는 철강과 유사한 값을 가지므로 비강도(강도/비중)가 크다.
- ③ 비열은 오스테나이트(austenite)계 스테인리스강과 거의 같다. 철강보다 비중이 작기 때문에 열용량이 작아서 가열되기 쉽고, 또한 냉각되기 쉽다.
- ④ 순 티타늄의 열전도도 및 전기저항은 오스테나이트계 스테인리스강과 거의 같다.
- ⑤ 투자율은 0.1로 비자성이다.
- ⑥ 열팽창계수는  $8.4 \times 10^{-6}$  cm/cm/°C로 탄소강의 약 2/3이고 오스테나이트계 스테인리스강의 약 50 %이다.
- ⑦ 영률은 약 110 Gpa로 오스테나이트계 스테인리스강의 약 50 %이기 때문에 상대적으로 휘어지기 쉽다.
- ⑧ 티타늄 표면에 형성된 산화 티타늄의 부동태 피막이 견고하고 산화성 환경에서 파괴 즉시 재생이 쉽기 때문에 내식성이 우수하고 특히 해수 내식성이 우수하다.

## (2) 내식성

티타늄의 내식성은 표면에 안정한 부동태 피막이 생성되기 때문에 매우 우수하다. 부동태 피막은 수~수십 nm 정도의 얇은 산화물 형태로 표면에 형성되어 다양한 부식 환경 중에서도 안정하다.

- ① 질산과 같은 산화성 환경에 강하다. 이는 스테인리스강과 같이 부동태 피막이 생성되기 쉽고, 스테인리스강처럼 과부동태 부식 현상이 없기 때문에 고온·고농도 또는 산화제를 함유하는 질산 중에서도 내식성을 유지할 수 있다<sup>6)</sup>.
- ② 염화물 이온에 의해서 부동태 피막이 쉽게 파괴되지 않는다. 따라서 스테인리스강이나 알루미늄과 같이 공식, 틈새부식, 응력부식균열 등이 발생하기 어렵다<sup>7)</sup>.
- ③ 염산이나 황산 등의 비산화성 산에 대해서는 부식되기 쉽지만, 극히 미량의 산화제( $\text{Cu}^{2+}$  이온이나 용존산소등)를 첨가하면 쉽게 부동태화 된다<sup>8)</sup>.
- ④ 스테인리스강과 달리 용접에 의해 내식성이 떨어지지 않는다<sup>9)</sup>.
- ⑤ 스테인리스강과 달리 냉간가공에 의해 내식성이 나빠지지 않는다<sup>10)</sup>.
- ⑥ 동합금과 달리 아황산가스( $\text{SO}_2$ )나 황화수소( $\text{H}_2\text{S}$ )에 전될 수 있다<sup>11)</sup>.
- ⑦ 모든 유기산에 대해서 우수한 내식성을 나타낸다. 특히 공업용 약품으로 다량 사용되는 초산에는 전농도 범위에 걸쳐서 사용 가능하다<sup>7)</sup>.
- ⑧ 알칼리 경우는  $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ,  $\text{Mg}(\text{OH})_2$ ,  $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 에 대해서는 내식성을 가지지만,  $\text{NaOH}$ 와  $\text{KOH}$ 에 대해서는 고온·고농도 조건하에서 전면부식이 발생한다<sup>7)</sup>.
- ⑨ 유동 해수 중에서 침식(Erosion)은 발생하지 않는다.
- ⑩ 티타늄의 내식성은 문제가 되지 않지만 동, 철강과 같이 티타늄보다 전위가 낮은 금속과 접촉하면, 낮은 금속의 부식속도가 가속화된다. 또한 갈바닉 부식은 아연 등의 희생 양극을 설치하여 방지할 수 있다<sup>12)</sup>.
- ⑪  $80^\circ\text{C}$  이상의 고온에서 수소를 다량으로 흡수하면 티타늄 수소화물이 석출하여, 연성이 저하되기 때문에 주의해야 한다<sup>13)</sup>.

**Table 2.1** Physical properties of titanium and another elements

Material Factor	CP Ti	Ti-6Al-4V	Zr	Al	Al alloy 7075-T6	Fe	18-8 STS AISI304	Hastell-oy C	Cu
Melting point(°C)	1,668	1,540~ 1,650	1,852	660	476~ 638	1,530	1,400~ 1,427	1,305	1,083
Crystal structure	HCP<885°C BCC	HCP+BCC<900°C BCC	HCP<893°C BCC	FCC	FCC	BCC<830°C FCC	FCC	FCC	FCC
Density (g/cm <sup>3</sup> )	4.51	4.42	6.52	2.70	2.80	7.86	8.03	8.92	8.93
Atomic number	22	22(Ti)	40	13	13(Al)	26	26(Fe)		29
Atomic weight	47.90	-	91.22	26.97	-	55.85	-	-	63.57
Young's modulus(GPa)	108.5	115.5	91.1	70.5	72.8	196.0	203.2	208.6	119.0
Poisson's ratio	0.34	0.30~0.33	0.33	0.33	0.33	0.31	0.29	-	0.34
Electrical resistivity (μΩ-cm, 20°C)	47~55	171	40~54	2.7	5.8	9.7	72	130	1.7
Electical conductivity (Cu 100%)	3.1	1.1	3.1	64.0	30.0	18.0	2.4	1.3	100
Thermal conductivity (cal/cm <sup>3</sup> /sec/°C/cm)	0.041	0.18	0.040	0.487	0.294	0.145	0.039	0.031	0.923
Thermal expansion (cm/cm/°C, 0~100°C)	$8.4 \times 10^{-6}$	$8.8 \times 10^{-6}$	$5.8 \times 10^{-6}$	$23.0 \times 10^{-6}$	$23.1 \times 10^{-6}$	$12.0 \times 10^{-6}$	$16.6 \times 10^{-6}$	$11.6 \times 10^{-6}$	$16.8 \times 10^{-6}$
Specific heat(cal/g/°C)	0.12	0.13	0.07	0.21	0.23	0.11	0.12	0.09	0.09

### (3) 성형성

판의 성형가공 방법에는 딥 드로잉(deep drawing), 스트레칭(stretching), 굽힘(bending) 및 플랜지(flange) 확장 등이 있다. 각각의 가공법에 따른 성형성은 소재의 인장 성질과 밀접한 관계가 있다. 또한 박판의 굽힘이나 롤 성형 등 변형량이 비교적 작은 성형가공의 경우에는 성형정보보다도 성형품의 형상 정밀도가 문제가 되는데, 이것도 또한 항복강도나  $n$ 값(가공경화지수) 등의 인장성질과 밀접한 관계가 있다.

#### 가. 티타늄의 굽힘 가공

프레스 성형 중 딥 드로잉, 스트레칭 및 플랜지 확장 가공이 주가 되는 경우에는 일반적으로 심한 성형이 되기 때문에 순 티타늄의 경우, 그 대상은 거의 JIS 1종에 해당하는 연질재로 제한된다. 그러나 굽힘 가공은 JIS 3종에 해당하는 고강도 순 티타늄 판에도 많이 이용되는 성형법이며, 딥 드로잉이나 스트레칭이 주가 되는 프레스 성형이라도 굽힘 가공은 반드시 수반된다. 따라서 굽힘 가공성은 순 티타늄 전체를 통해서 중요시되는 재료 특성이다. 그러나 티타늄 합금의 경우는 일반적으로 고강도 저연성이기 때문에 상온에서의 프레스 성형은 거의 불가능하지만, 단순한 굽힘 가공은 비교적 많이 실시되고, 이 경우에는 양호한 굽힘 가공성이 요구된다.

#### ① 상온 굽힘가공

순 티타늄의 굽힘성은 소성 이방성( $r$ 값), 판 두께, 표면 상태 등에 따라 크게 달라지기 때문에, 각종 순 티타늄에 대해 일률적으로 굽힘 한계를 결정하는 것은 불가능하다. 순 티타늄 판의 굽힘성은 JIS 1종, JIS 2종, JIS 3종의 순서로 고강도 저연성이 됨에 따라서 저하된다. 순 티타늄 판의 굽힘성에 대한 특징으로 소성 이방성( $r$ 값)의 영향을 강하게 받는다는 것을 들 수 있다.  $r$ 값이 작을수록 딥 드로잉성이나 플랜지 확장성은 감소하지만, 상온가공에서는 반대로 굽힘성이 향상된다. 따라서, 굽힘 가공이 주가되는 프레스 성형은  $r$ 값이 작은 재료가 바람직하고, 특히 고강도 재료의 경우는  $r$ 값이 재료 선정의 중요한 요소이다.

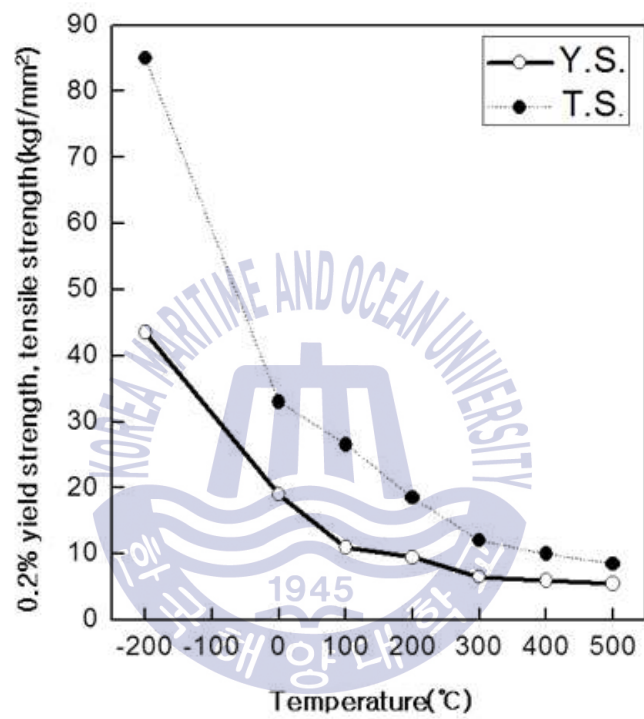
순 티타늄 판은 표면이 거칠수록 굽힘성이 떨어지며, 이와 같은 현상은 고강도 재료에서 자주 나타난다. 이것은 순 티타늄의 균열 민감성에 기인하며, 굽힘 면이 거친 경우에는 버프 연마 등에 의해 평활(마무리 #240정도)하게 해야 한다. 그러나 이 경우도 버프 방향이 굽힘 축과 평행이 되면 이것이 노치(notch)가 되어 균열이 생기기 때문에 굽힘 축에 대해서 직각 방향으로 버프 연마를 하거나, 산세 등으로 버프 연마 방향성을 제거하는 것이 바람직하다.



## ② 온간 굽힘 가공

일반적으로 금속재료를 프레스 성형하는 경우 상온에서의 가공이 재료의 연성부족이거나 기계의 용량 부족으로 가공이 어려우면, 온간에서 가공하게 된다. 순 티타늄의 경우도 Fig. 2.1와 같이 200~300 °C의 온간에서는 강도가 상온의 반 정도까지 저하되기 때문에 가공에 드는 힘을 경감시킬 목적으로 온간에서 가공을 하게 된다. 그러나 순 티타늄 판을 온간에서 가공하면 심한 균열이 발생하는 경우가 있기 때문에 주의해야한다.

JIS 1종, JIS 2종에 해당하는 연질재의 경우는 온간에서의 굽힘성이 떨어지는데, 이 현상은 특히 높은  $r$ 값을 갖는 재료에서 두드러진다. 이온간 온도 영역에서의 가공성 약화는 다른 금속 재료에서는 나타나지 않는 순 티타늄 특유의 현상이다. 그러나 이러한 연질재라도  $r$ 값이 충분하지 작으면 온간에서의 굽힘성은 떨어지지 않는다. JIS 3종과 같은 고강 재료의 경우  $r$ 값의 대소에 관계없이 가공온도의 상승과 함께 굽힘성을 개선되며, 또한 온간 가공시에도 적용에 특별한 문제는 없다. 이와 같이 순 티타늄 판의 온간에서의 굽힘이나 스트레칭성은 재료의 종류와  $r$ 값에 따라 다른 거동을 보이는데, 이것은  $r$ 값에 밀접한 관계가 있는 쌍정 변형 거동의 온도 의존성과 집합조직으로 설명된다. 즉,  $r$ 값이 큰 경우 판 두께가 증가함에 따라 슬립 변형이 제한되기 때문에 잔 두께가 감소되는 변형인 굽힘공정에서는 슬립변형만으로는 양호한 연성을 얻을 수 없기 때문이다.



**Fig 2.1** Effect of temperature on tensile and yield strength of pure Ti sheet



#### 나. 딥 드로잉 성형

딥 드로잉 성형은 판재를 입체화시키는 입체화 성형에 가장 널리 이용된다. 딥 드로잉성을 지배하는 가장 중요한 재료 특성은  $r$ 값(소성 이방성)이며, 딥 드로잉성을 나타내는 한계 드로잉비(LDR)와  $r$ 값과의 사이에는 넓은 범위에 걸쳐 밀접한 상호관계가 있다. 딥 드로잉 성형은 판재를 펀치나 디바이스 안으로 밀어넣어 압축 변형을 시키면서 플랜지(flange)로 유입시켜 펀치 형상으로 성형하는 방법이다. 이 경우 과단은 일반적으로 측벽 모서리에서 일어나지만, 이것은 플랜지에서의 드로잉 저항에 의해서 측벽이 인장되어 벽 항복강도를 견딜 수 없게 되기 때문이다. 이 과단을 피하기 위해서는 펀치 모서리의 변형 저항을 증가시키든지, 플랜지의 드로잉 저항을 감소시키든지 둘 중의 하나를 선택해야 하지만, 일반적으로  $r$ 값이 크면 이 요구를 만족시킨다. 즉  $r$ 값이 클수록 판 두께 방향의 변형이 제한되고 판 폭 방향의 변형이 용이하게 되기 때문에 딥 드로잉 성형에는 플랜지부의 폭 압축 변형이 쉽게(드로잉 저항이 작음)되고, 반대로 판 두께의 감소를 받는 펀치 모서리에서는 강한 변형 저항(벽 항복강도가 큼)을 나타내어 딥 드로잉성이 향상된다. 따라서 높은  $r$ 값을 쉽게 얻을 수 있는 순 티타늄판은 딥 드로잉 성형이 유리한 재료라고 말할 수 있다. 티타늄의 프레스 성형에서는 딥 드로잉 요소를 많이 고려하는 것이 프레스 작업을 성공시키는 하나의 요인이다.

#### 다. 스트레칭 성형

순 티타늄 박판의 주요 용도 중의 하나로 판형 열교환기가 있다. 이것은 순 티타늄 박판을 완전히 스트레칭 성형하여 물결모양의 판으로 성형하기 때문에 프레스 성형 조건이 굉장히 가혹하며, 이 경우 매우 우수한 스트레칭성을 가진 순 티타늄판이 요구된다.

스트레칭 성형은 딥 드로잉 성형과는 달리, 플랜지에서의 재료의 유입이 없는 상태에서 펀치를 밀어 넣어 재료의 표면적을 증가시키고, 판 두께를 감소시켜 성형하는 방법이다. 따라서 스트레칭 성형에서는 판 두께 방향의 성형 한계로 인해서 그 성형 정도가 스스로 제약을 받는다. 이 성형 한계는 재료의 연성과 스트레칭성 변형부의 균열 변형에 의해서 지배된다. 연성이 높을수록, 변형부의 변형분포가 균일할수록 스트레칭성이 향상된다. 변형의 균일성을 고려하는 인자는 재료적인 측면에서는 가공경화지수( $n$ 값)이며, 성형적인 측면에서 윤활이다. 높은  $n$ 값, 고윤활일수록 변형 분포는 균일하고, 국부적인 변형이 억제되기 때문에 스트레칭성이 향상된다.

Table 2.2에 각종 순 티타늄 판의 스트레칭성을 벌지(bulge)높이와 에릭선

(erichsen) 값으로 나타낸다. 연성이 가장 우수한 JIS 1종 재료가 벌지 높이와 에릭션 값도 최고치를 나타냈지만, 이 경우에는 STS304정도의 높은 스트레칭성은 기대할 수 없다. 이것은 순 티타늄 판에서는 STS304처럼 높은  $n$ 값을 얻을 수 없기 때문이다. 그러나 JIS 1종 재료나 JIS 2종(연질)재료는 STS 430보다 우수한 벌지높이, 에릭션 값을 나타내며, 이 값은 연강에 필적한다. JIS 2종(경질), JIS 3종의 고강도 순 티타늄 판은 연성이 나쁘기 때문에 스트레칭성이 좋지 않다. 따라서 장출 성형에는 거의 JIS 1종 또는 JIS 2종(연질)이 적용된다. 순 티타늄 판의 스트레칭성을 개선을 위해 적절한 윤활 조건의 선정과 결정립의 조절이 중요하다.

**Table 2.2** Stretching ability of pure titanium plate

Material	Bulge height(mm)	Erichsen value(mm)
JIS 1	35.4	11.68
JIS 2(Soft)	33.7	10.33
JIS 3(Hard)	26.3	7.48
JIS 3	23.1	6.93
STS 304	40.5	12.96
STS 430	29.7	8.80
Killed steel	37.2	10.13

#### 라. 플랜지 확장 성형

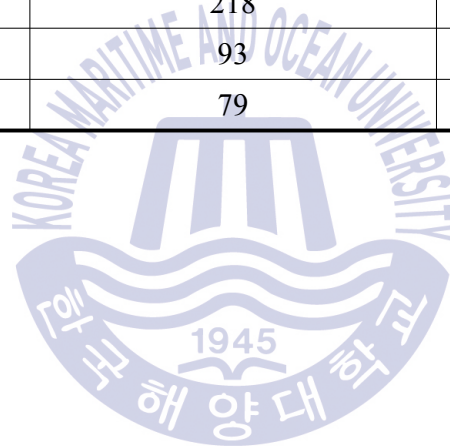
플랜지 확장성형은 구멍 확장 가공 또는 버링 가공이라고 불리지만, 그 파단부의 변형상태는 인장 변형과 거의 유사하다. 따라서 파단 부위의 변형능, 즉 변형 한계는 인장 변형에서의 국부 변형 한계(국부 변형이 개시되는 변형)로 결정한다. 이 국부 변형 한계는  $n$ 값(가공경화지수) 및  $r$ 값(소성이방성)이 클수록 넓어짐을 소성 불안정 이론에 기초를 둔 계산으로부터 명확히 알 수 있다. 따라서 플랜지 확장성형은  $n$ 값이 클수록  $r$ 값이 클수록 양호하게 된다.

**Table 2.3**은 JIS 1종 순 티타늄 판의 구멍 확대율을 STS 304 및 STS 430과 비교한 결과이다. 순 티타늄 판은 초기 구멍을 뚫을 경우와 절삭할 경우 모두 플랜지 확장성을 양호한데, 이것은 순 티타늄 판의 높은  $r$ 값에 기인한다. STS 304는 높은  $n$ 값 때문에 절삭 구멍의 경우는 우수한 플랜지 확장성을 나타내지만, 구멍을 뚫는 경우는 구멍 주변

의 가공 경화가 커져서 플랜지 확장성은 현저히 나빠진다. 순 티타늄 판은 STS304처럼 가공 경화가 크지 않기 때문에 구멍을 뚫을 때에도 플랜지 확장성이 크게 나빠지지 않는다. 이처럼 순 티타늄 판은 일반적으로 r값이 크기 때문에 딥 드로잉 성형의 경우와 같이 플랜지 확장성형에 대해서도 유리한 재료라고 할 수 있다<sup>14)</sup>.

**Table 2.3** Flange ability of Ti(JIS 1), STS304, STS430(plate thickness=1 mm)

Material	Hole enlargement factor (%)	
	Piercing hole	Cutting hole
JIS 1	218	≥ 223
STS 304	93	200
STS 430	79	120

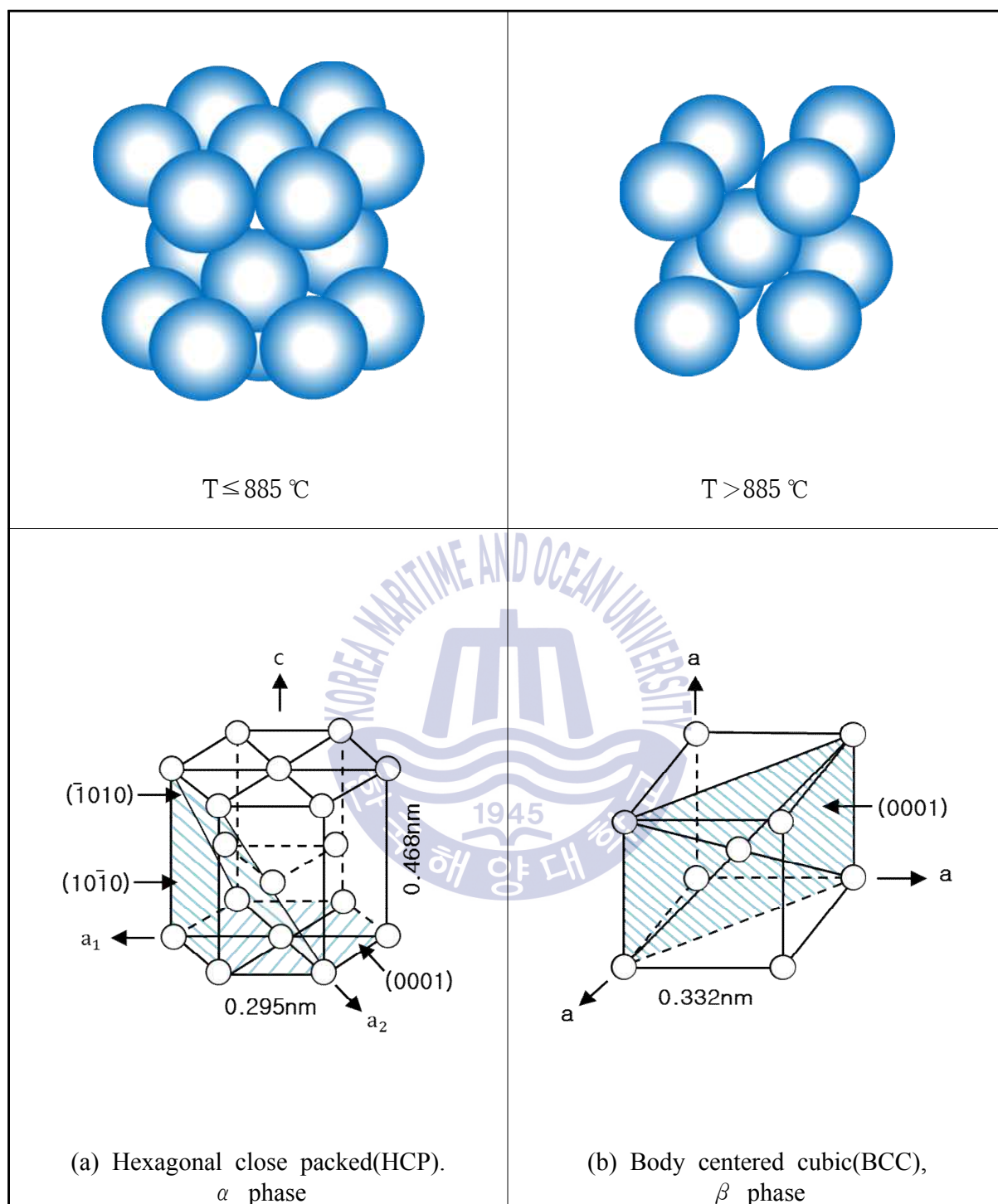


## 2.1.2 티타늄의 분류

티타늄은 크게 순 티타늄,  $\alpha$  합금,  $\alpha + \beta$  합금,  $\beta$  합금의 4종류로 나눌 수 있다. 순 티타늄은 Fig. 2.2에 나타낸 것과 같이 상온에서 조밀정육방정( $\alpha$  상)이지만 약 885 °C에서 체심입방정( $\beta$  상)으로 동소변태한다. 이 온도를  $\beta$  변태점( $\beta$ -transus)이라고 한다. Table 2.4에 주요 티타늄 합금의 합금성분 및  $\beta$  변태점을 나타낸다.  $\alpha + \beta$  합금인 “IMI 834”의  $\beta$  변태점이 1045 °C로 가장 높고,  $\beta$  합금인 “B120VCA”의  $\beta$  변태점이 700 °C로 가장 낮다. 순 티타늄에 합금 원소를 첨가하면 원소의 종류, 첨가량에 따라  $\beta$  변태점이 변화할 뿐 만 아니라  $\alpha$ 와  $\beta$ 의 2상 영역이 출현한다<sup>14)</sup>.

합금 원소를 첨가해도 상온에서  $\alpha$  단상을 갖는 합금을  $\alpha$  합금,  $\alpha$ 와  $\beta$ 의 2상이 존재하는 것을  $\alpha + \beta$  합금이라고 한다. 또  $\beta$  변태점 이상의 온도에서 급냉하여 준안정의  $\beta$  단상으로 된 합금을  $\beta$  합금이라고 부르고 있다. 이것을 Fig. 2.3에 나타내었다<sup>15)</sup>.

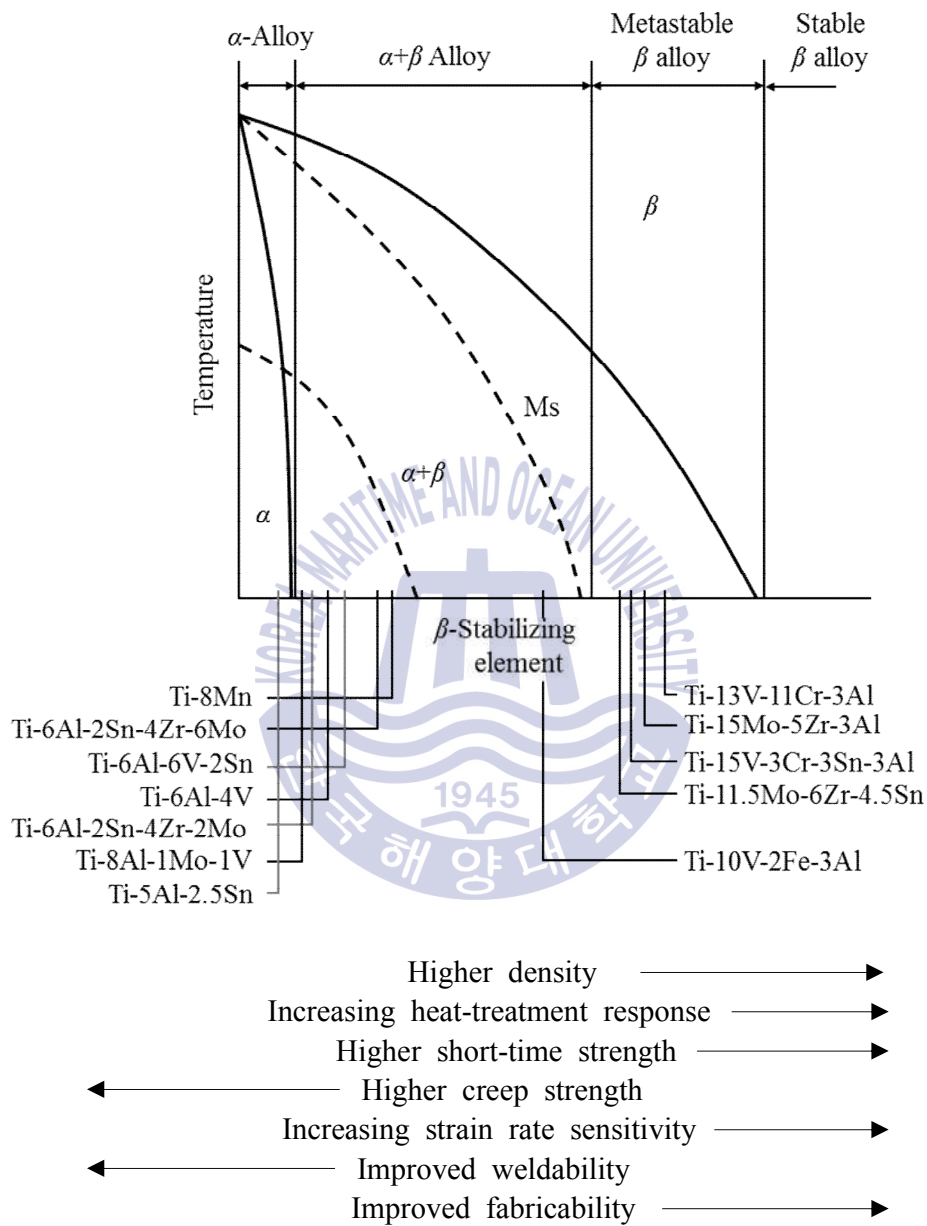
티타늄과 다른 원소와의 2원계 상태도는 Fig. 2.4에 나타낸 4가지 형태로 분류된다. Table 2.5에  $\alpha$  상 안정화 원소와  $\beta$  상 안정화 원소를 나타낸다. Al 또는 불순물인 O, N, C 등의 원소는  $\alpha$  상에 많이 고용되어  $\alpha$  상을 확대하기 때문에  $\alpha$  상 안정화 원소라고 불린다. 이것에 비해  $\beta$  상에 많이 고용되어  $\beta$  상 영역을 넓히는 원소는  $\beta$  상 안정화 원소라고 불리며 이들 원소는 전율 고용형(Mo, V, Nb 등)과 공석형(Fe, Cr, Ni)으로 분류된다. 또  $\alpha$ 와  $\beta$ 의 양쪽 상에 많이 고용되는 중성 원소로서 Sn, Zr등이 있다<sup>16)</sup>.



**Fig 2.2** Crystal lattice structure of HCP and BCC<sup>17)</sup>

**Table 2.4** Alloy composition and  $\beta$ -trans temperature of commercial titanium alloys<sup>15)</sup>

Common name		Alloy composition (wt%)	$T_{\beta}$ ( ° C)
$\alpha$ Alloys and CP Titanium	Grade 1	CP-Ti (0.2Fe, 0.180)	890
	Grade 2	CP-Ti (0.3Fe, 0.250)	915
	Grade 3	CP-Ti (0.3Fe, 0.350)	920
	Grade 4	CP-Ti (0.5Fe, 0.400)	950
	Grade 7	Ti-0.2Pd	915
	Grade 12	Ti-0.3Mo-0.8Ni	880
	Ti-5-2.5	Ti-0.3Mo-2.5Sn	1040
	Ti-3-2.5	Ti-3Al-2.5V	935
$\alpha + \beta$ Alloys	Ti-811	Ti-8Al-1V-1Mo	1040
	IMI 685	Ti-6Al-5Zr-0.5Mo-0.25Si	1020
	IMI 834	Ti-5.8Al-4Sn-3.5Zr-0.5Mo-0.7Nb-0.35Si-0.06C	1045
	Ti-6242	Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si	995
	Ti-6-4	Ti-6Al-4V (0.20O)	995
	Ti-6-4 ELI	Ti-6Al-4V (0.13O)	975
	Ti-662	Ti-6Al-6V-2Sn	945
	IMI 550	Ti-4Al-2Sn-4Mo-0.5Si	975
$\beta$ Alloys	Ti-6246	Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo	940
	Ti-17	Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr	890
	SP-700	Ti-4.5Al-3V-2Mo-2Fe	900
	Beta-CEZ	Ti-5Al-2Sn-2Cr-4Mo-4Zr-1Fe	890
	Ti-10-2-3	Ti-10V-2Fe-3Al	800
	Beta 21S	Ti-15Mo-2.7Nb-3Al-0.2Si	810
	Ti-LCB	Ti-4.5Fe-6.8Mo-1.5Al	810
	Ti-15-3	Ti-15V-3Cr-3Al-3Sn	760
	Beta C	Ti-3Al-8V-6Cr-4Mo-4Zr	730
	B120VCA	Ti-13V-11Cr-3Al	700

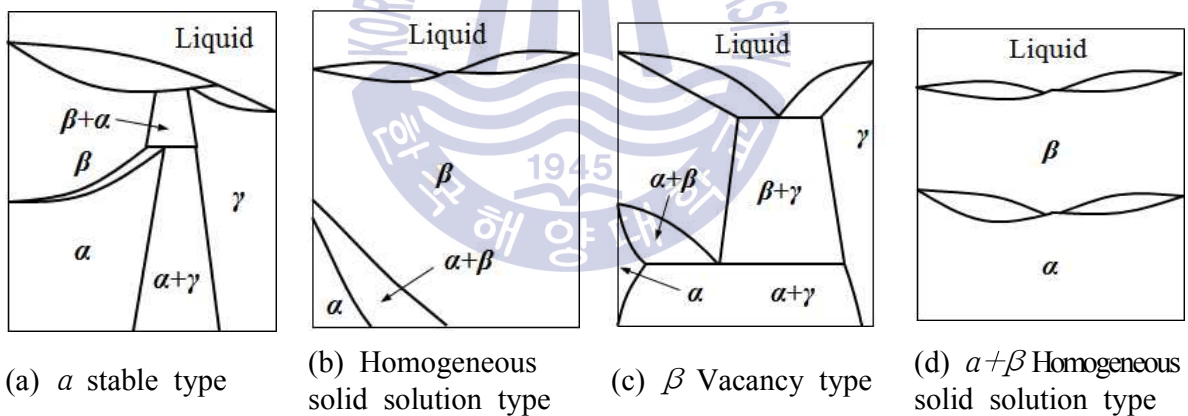


**Fig. 2.3** Phase diagram of titanium alloy<sup>15,18)</sup>



**Table 2.5**  $\alpha$  and  $\beta$ -stabilizing elements for titanium<sup>19)</sup>

Alpha-stabilizing elements	Beta-stabilizing elements
B, C, N, O, Al, Se, Ga, Ge	Na, Mg, Si, K, Ca, V, Cr, Mn, Fe, Co, Ni, Cu, Pd, Ag, Sn, Hf, Ta, W, Re, Pt, Au, Pb, Bi



**Fig. 2.4** Classification of binary alloy phase diagram<sup>16)</sup>



## 2.2 판형 열교환기

### 2.2.1 판형 열교환기의 제조방법

판형 열교환기는 Fig. 2.5와 같이 상부 안내봉(upper carrying bar)과 하부 안내봉(lower guiding bar) 사이에 장착된 얇고 주름진 여러 장의 전열판으로 구성되어 있다. 이러한 주름진 전열판이 순서에 맞게 적층된 것을 플레이트 팩(plate pack)이라고 하며 프레임판(frame plate)과 압축판(pressure plate)사이에 넣고 고장력 조임볼트에 의해 압축시켜 조립된다. 플레이트 팩은 상부 안내봉에 의해 정확한 위치에 고정되며 하부 안내봉에 의해 지지된다. 상·하부 안내봉은 프레임의 뒤쪽에 있는 지지대(support column)에 의해 고정된다. 전열판은 각각의 플레이트와 플레이트사이에는 유로가 형성되고, 이 유로를 통하여 가열유체와 피가열 유체가 서로 교대로 흐르게 된다.

일반적으로 전열판의 표면은 주름진 형태로 성형되어있으며 전열면적과 판의 강도를 증가시키는 역할을 한다. 판형 열교환기는 장비 유지와 점검 시에 배관을 해체하지 않고 분해조립이 용이하도록 설계되어 있다. Fig. 2.6에 판형 열교환기의 제조공정을 나타낸다. 가스켓은 일체형으로 제작되며, 전열판의 가장자리 부분과 포트 홀(port hole) 주위에 있는 홈에 접착제를 사용하여 부착하거나 끼워 넣기 방식(clip of type)으로 고정한다.

가스켓은 유로가 교대로 형성되게 설치하고 각각의 전열판 사이의 간격을 유지한다. 프레임 판과 전열판 사이에 유체가 흐르는 것을 차단하기 위해 맨 처음에 설치되는 전열판은 오링으로 이루어진 가스켓으로 밀봉되어 있다. 맨 처음에 있는 블랭크 플레이트(blank plate-end plate)는 압축판이 유체와 접촉하지 않도록 포트 홀이 막혀있다. 열교환기 내부의 유체가 서로 섞이지 않도록 하기 위해서 포트 홀주위에는 이중 가스켓이 체결되어 있으며 이 사이의 공간은 누설이 발생할 경우를 대비하여 뱀 홀(weep hole)을 설치한다. 가스켓의 주된 기능은 전열판 안쪽의 유체를 밀봉시키는 것이다. 가스켓의 표준재질은 nitrile(NBR), viton G로 사용한계가 정해져 있다. 합성고무로 만들어진 가스켓의 실용적인 사용한계는 온도 170 ℃에서 21 bar정도이다. 설치와 유지관리를 적절히 하면 가스켓으로 인한 누설은 생기지 않으나 누출 사고 시 치명적인 독성이 있거나 인화성이 높은 유체 등의 경우에는 안전상에 문제 때문에 판형 열교환기를 사용하지 않는 편이다. 열교환기의 밀봉정도는 플레이트 팩과 가스켓을 얼마나 많이 조여주는

냐에 의존하여 또한 가스켓의 탄성도와도 관계가 있는데 이 탄성도는 장비의 사용시간에 따라 조금씩 저하된다.

전열판에는 상부와 하부에 유체가 다른 유로로 이동할 수 있도록 포트 홀이 있으며 이곳으로부터 유체가 전열판 위를 대각선 방향으로 균등하게 분배되도록 유량분배기가 설치되어 있다. 전열판의 종류는 S-plate/E-plate, L-plate, R-plate로 3가지이다. S-plate/E-plate의 S-plate는 플레이트 팩의 맨 처음에, E-plate는 맨 나중에 위치하고 있다. S-plate는 4개의 포트 홀을 가지고 있으며, 각 포트 홀은 오링의 가스켓으로 밀봉되어 있으므로 유체는 전열판으로 흐르지 못하고 포트 홀만을 통과하도록 되어 있다. 프레임 팩(frame pack)과 가스켓이 접촉하도록 설치한다. E-plate는 더 이상 유체의 흐름이 진행되지 않고 압축판과 유체가 접촉하지 못하도록 4개의 포트 홀이 모두 막혀있다. 이 판은 실제로 어떠한 유로도 형성하지 않는다. L-plate는 채널 플레이트(channel plate)이며 유체가 좌상단에 있는 포트 홀을 통과하여 전열판 표면의 유로를 따라 오른쪽 하단을 향하여 대각선으로 통과한다. R-plate는 채널 플레이트이며 유체가 오른쪽 상단에 있는 포트 홀을 통과하여 전열판 표면의 유로를 따라 왼쪽 하단을 향하여 대각선으로 통과한다<sup>20~23)</sup>.



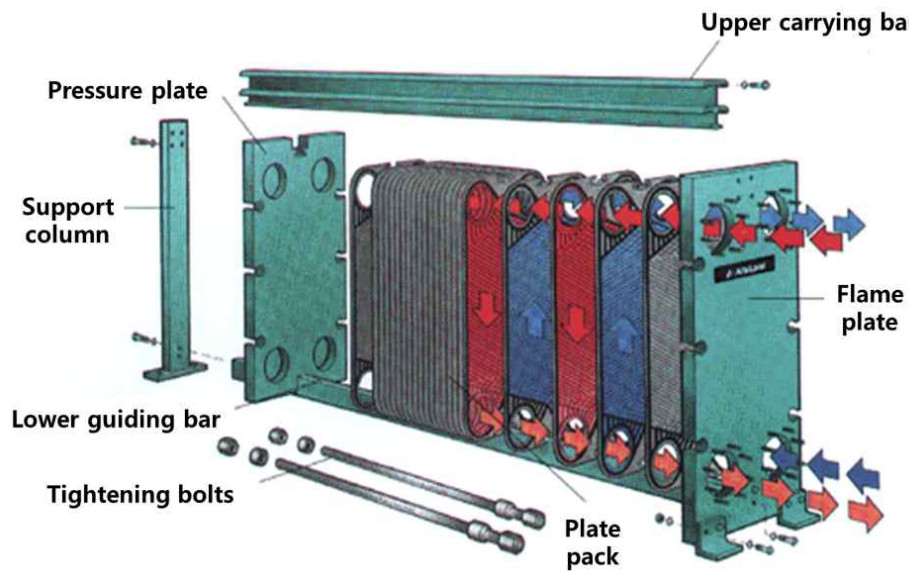


Fig. 2.5 The structure of the plate heat exchanger

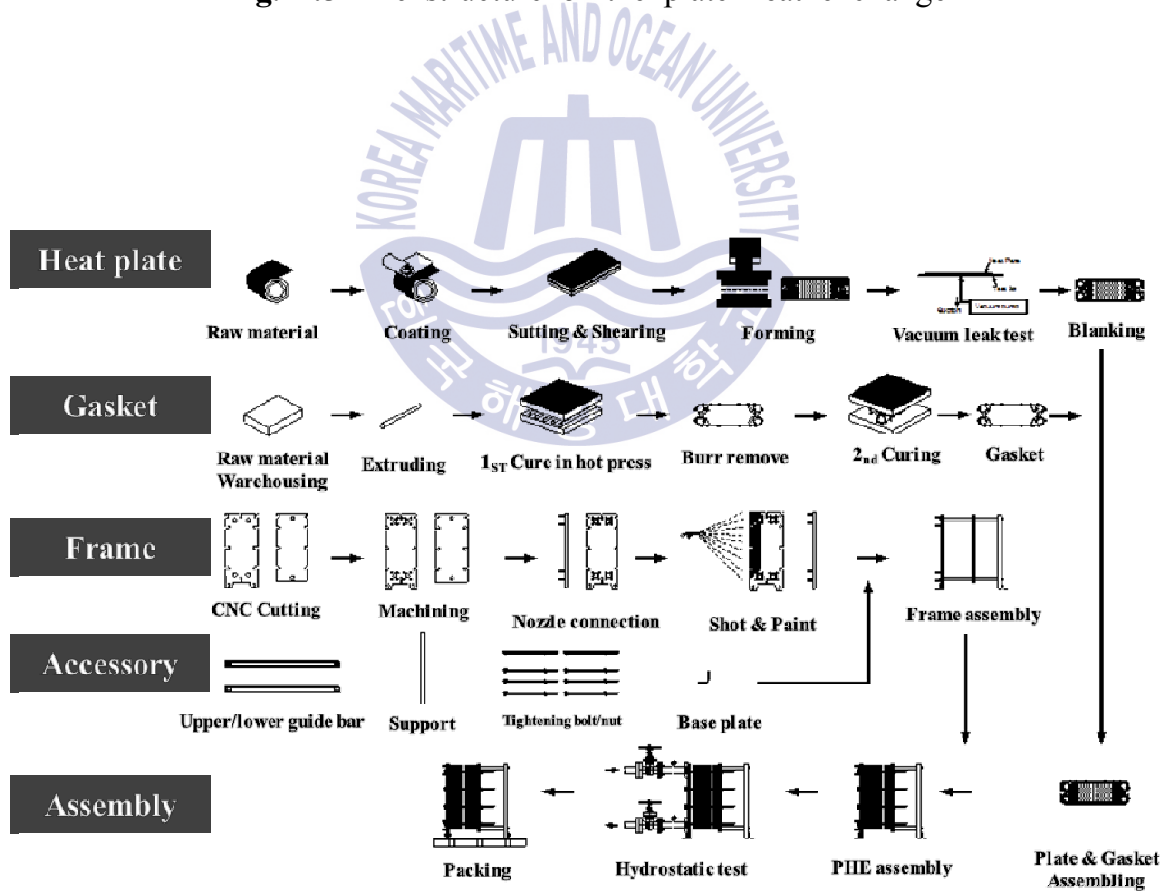


Fig. 2.6 Process of manufacturing plate heat exchange

## 2.2.2 판형 열교환기의 종류

판형열교환기는 제조방법 및 사용용도에 따라 아래와 같이 13가지로 분류될 수 있으며, 각 판형열교환기의 실물사진을 Fig. 2.7에 나타낸다.

### (1) 가스켓형 판형 열교환기(Gasket type plate heat exchanger)

전열판에 가스켓이 부착되어 있으며 가스켓은 유로의 형성과 액이 외부로 누출되지 않도록 밀봉해 주는 역할을 한다. 열교환기 전열판의 갯수와 크기는 유량과 유체의 물리적 특성, 압력 손실 및 온도조건에 따라 결정된다. 가스켓형 판형 열교환기는 가장 다양한 재질의 플레이트와 다양한 크기의 제품을 생산하며, 건물의 냉난방에서부터 황산수의 냉각에 이르기까지 가장 광범위하게 사용할 수 있도록 설계되었다. 적용분야는 액체 대 액체, 스팀 대 액체, 액체 대 냉매 등에 사용된다.

### (2) 반용접식 판형 열교환기(Semi welded plate heat exchanger)

반용접식 열교환기는 부식성이 강한 유체를 처리하기 위한 목적으로 특별히 제작되었다. 이 열교환기는 기존의 가스켓으로 형성된 유로 대신 레이저 빔으로 용접된 두 판 사이에서 유로를 형성한다. 부식성이 강한 유체는 용접된 유로를 흐르게 된다. 이 경우 유체는 용접된 판들이 갖고 있는 유로 구멍의 틈을 밀봉해주는 두 개의 원형 가스켓과 접촉하게 된다. 이 원형 가스켓은 고저항 탄성체와 비탄성체에 모두 사용가능하다. 부식성이 없는 유체는 기존의 탄성체 가스켓에 의해 형성된 유로 사이로 흐르게 되어서 분해 조립 청소가 가능하다. 이 형태는 과거에 사용되던 다관 열교환기와 용접형 열교환기의 대체품으로 사용된다. 적용분야는 솔벤트(solvent)의 가열, 냉각 또는 폐열회수, 코크 오븐(coke oven)의 냉각 또는 폐열회수, 고황산, 올레움(oleum)의 가열 냉각, 가성소다 응축 시스템, 지역 난방, 암모니아 냉동 시스템, 석유화학, 열매유의 가열 및 냉각 등에 사용된다.

### (3) 이중벽 판형 열교환기(Double wall plate heat exchanger)

이중벽 판형 열교환기는 두 유체가 섞였을 경우에 매우 위험한 반응이 나타나는 경우에 적합하도록 설계되었다. 이는 일반적으로 두 유체 사이에 있는 한 장의 전열판을 이중 판으로 제작한 것이다. 한 쌍의 이중벽들에 의해 형성된 유로는 기존의 가스켓을 통하여 밀폐 및 유지된다. 예기치 못한 누출이 발생하더라도 또 다른 한 장의 판이 있어서 두 유체가 서로 섞이지 않는다. 누출된 유체는 열교환기 밖에서도 쉽게 탐지된다. 가스켓의 결함은 가스켓 주변 또는 누출이 생긴 위치에 있는 전열판들 사이에서 육안

으로 확인가능하다. 따라서 이 형태의 열교환기는 이중벽 다관실 열교환기, 이중 유로 냉각기 또는 간전 가열식 코일의 대체품으로 탁월하다. 적용분야는 화학 반응이 예상되는 공정, 윤활유, 변압기 오일 냉각, 포터블 워터(portable water)가열, 환경 보존이 요구되는 공정, 식음료 및 제약 공정 등에 사용된다.

#### (4) 광폭형 판형 열교환기(Wide-gap plate heat exchanger)

광폭형 판형 열교환기는 섬유질이나 입자를 포함하고 있는 액체나 쉽게 막혀서 다관식 열교환기로 제대로 처리하기 어려운 비중이 높은 유체가 자유로이 흐를 수 있는 큰 유로를 가지고 있다. 유로의 폭은 약 16 mm(5/8")이며 채래의 다관실 열교환기에 비해 훨씬 오랜 시간의 연속 운전이 가능하며, 청소가 필요한 경우에도 매우 간단히 끝낼 수 있다. 적용분야는 설탕 생산 공정, 증류 및 발효 공정, 주스 살균 공정, 제지 공정, 섬유 공정, 슬러리(slurry)가 포함된 유체의 가열 및 냉각 공정, 고점도 유체의 가열 및 냉각 공정 등에 사용된다.

#### (5) Diabon 흑연판 열교환기(Daibon graphite plate heat exchanger)

Diabon 흑연판 판형 열교환기는 부식성이 너무 강하여 어떠한 합금강이나 금속 전열판으로도 견딜 수 없는 유체를 처리할 수 있게 개발된 열교환기이다. 전열판은 그래파이트와 불소 수지가 함유된 세라믹 재질로 만들어진다. 기존 전열판들과 같은 모양으로 만들어진 전열판들은 부식에 대한 저항성이 뛰어난 재질로 된 얇고 납작한 가스켓들로 결합된다. 그래파이트 전열판은 부식에 대한 저항성이 뛰어나며 낮은 열팽창률과 함께 전열성이 우수하고 또한 고온에서 변형이 거의 없다. 테프론 열교환기의 대용품으로 사용될 수 있으며 블록형열교환기에 비해 전열판이 파손되는 경우가 거의 없다. 사용분야는 피클링(pickling)공정, 반도체 식각 공정에 염산 냉각, 고온 황산의 냉각, 폐수 처리 공정, 믹스드 액시드 트리트먼트(mixed acid treatment) 등에 사용된다.

#### (6) EC500 판형 증발기(EC500 plate evaporator)

기존의 플레이트 두 장을 용접한 카세트들로 구성된 플레이트 팩으로 이루어져 있다. 일반적으로 용접된 유로에 가열용 증기가 통과하는 동안 가스켓이 장착되는 유로에서 제품의 증발 공정이 이루어진다. 이 때 제품은 하단부로 들어가며 가열용 증기가 상부로 들어오게 된다. 표준판의 재질은 STS316이지만 공정 제품의 특성에 따라 티타늄이나 하스텔로이(hastelloy)와 같은 내부식성 재질도 사용한다. 적용분야는 설탕 생산 공정, 증류 및 발효 공정, 염화 칼슘 증발공정, 저황산 증발 공정, 폐수 처리 공정 등에 사용된다.



(7) 플레이트 코일 열교환기(Plate coil heat exchanger)

플레이트 코일은 여러 형태의 전열면을 가지고 있어서 용도에 따라 다양한 재질과 형상으로 조합이 가능하다. 이것은 완전히 새로운 개념의 열교환기로서 원형 탱크의 내부는 물론 외부에도 자켓식으로 설치가 가능하며, 정방형 탱크의 벽이나 바닥 어느 곳에서나 설치가 가능하다. 더 이상 공정 설계를 열교환기에 맞추어 할 필요가 없으며 어떤 조건 및 형태로도 제작이 가능하다. 산업 제반 분야에서 수많은 경험을 바탕으로 현장의 조건에 적합한 열교환기의 설계가 가능하다. 적용분야는 반응탱크의 스팀 가열, 고점성 윤활유나 타르(tar)의 가열공정, 탱크나 베슬(vessel)의 가열 및 냉각 시스템, 콘덴싱 가스 이코노마이저(condensing gas economizer), 폴링 필름 칠러/이베이퍼레이터(falling film chiller/evaporator) 등에 사용된다.

(8) 알파 렉스 용접형 판형 열교환기(Alfa REX welded plate heat exchanger)

알파 렉스(alfa rex)는 가스켓이 전혀 없는 판형 열교환기로  $-50 \sim 350^{\circ}\text{C}$ 의 온도에서 450 bar의 압력을 견딜 수 있다. 솔벤트(solvent), 하이드로 카본, 암모니아등과 같은 유독성 유체의 열교환기로 적합하다. 열교환기는 온도와 압력이 자주 변하는 공정에서 사용되기 때문에 피로가 누적되어 제품의 수명이 단축된다. 알파 렉스는 온도를  $7 \sim 95^{\circ}\text{C}$ 까지 초당  $5 \sim 6^{\circ}\text{C}$ 씩 상승시킨 후 다시 냉각시키는 방법으로 20,000회 이상 실시한 엄격한 피로 테스트를 통과하여 탁월한 내구성을 증명하였다. 이러한 탁월한 내구성을 가지는 이유는 용접 시 용접 부위에 최소한의 열을 가해주는 레이저 용접 방식으로 제작되기 때문이다. 적용분야는 하이드로 카본 가스의 냉각 및 응축, 쿠르드(crude) 오일의 냉각, 가성 소다의 냉각·가열 공정, 에틸렌, 폴리올 등 화학 제품의 생산 공정, 솔벤트(solvent)의 냉각·가열 공정, 고압증기, 식물 오일의 정제 공정, 흡수식 냉동기의 증발·응축 공정, 발전소 보충수 예열 공정 등에 사용된다.

(9) 콤파블록 판형 열교환기(Compabloc plate heat exchanger)

콤파블록 판형 열교환기는 용접식 판형 열교환기이며, 다관실 열교환기에 비교할 때 수많은 장점을 가지고 있다. 일련의 골(corrugation)을 가진 플레이트를 용접한 “Heart”와 4개의 관, 컬럼으로 이루어진 프레임으로 구성되어 있어 분해 및 조립이 가능하며, 완전히 분해하여 소제가 가능하다. 정방형 구조로 설치공간이 매우 작다. 내부 가스켓이 없으므로 가스켓에 의한 문제발생이 없으며 보다 높은 온도 및 압력에서 운전이 가능하다. 적용분야는 알파 렉스 용접형 판형 열교환기와 같다.

(10) 롤스 라발 열교환기(Rolls laval plate heat exchanger)

Alfa Laval사와 Rolls Royce사의 합작품으로, 롤스 라발 열교환기는 티타늄 재질로 만들어진 플레이트 핀타입이다. 이 열교환기는 하이드로 카본과 화학 공정 산업분야의 초고압 운전조건을 위해 특별히 개발되었다. 최고 500 bar의 압력을 견딜 수 있도록 설계되어 오프쇼(offshore)에서의 가스압축공정에서 초고압 가스의 냉각에 사용가능하다. 이러한 높은 압력에 대한 내구성은 항공 우주 기술과 슈퍼플라스틱 포밍(superplastic forming)기술의 결합으로 가능하게 되었다. 롤스 라발 열교환기는 어떠한 접착제나 조임 장치도 없는 구조로 되어있다. 적용 분야는 오프쇼 플랜폼(offshore platform)의 가스 냉각, 고압가스의 응축 시스템 등에 사용된다.

(11) 콤파플레이트 판형 열교환기(Compaplate plate heat exchanger)

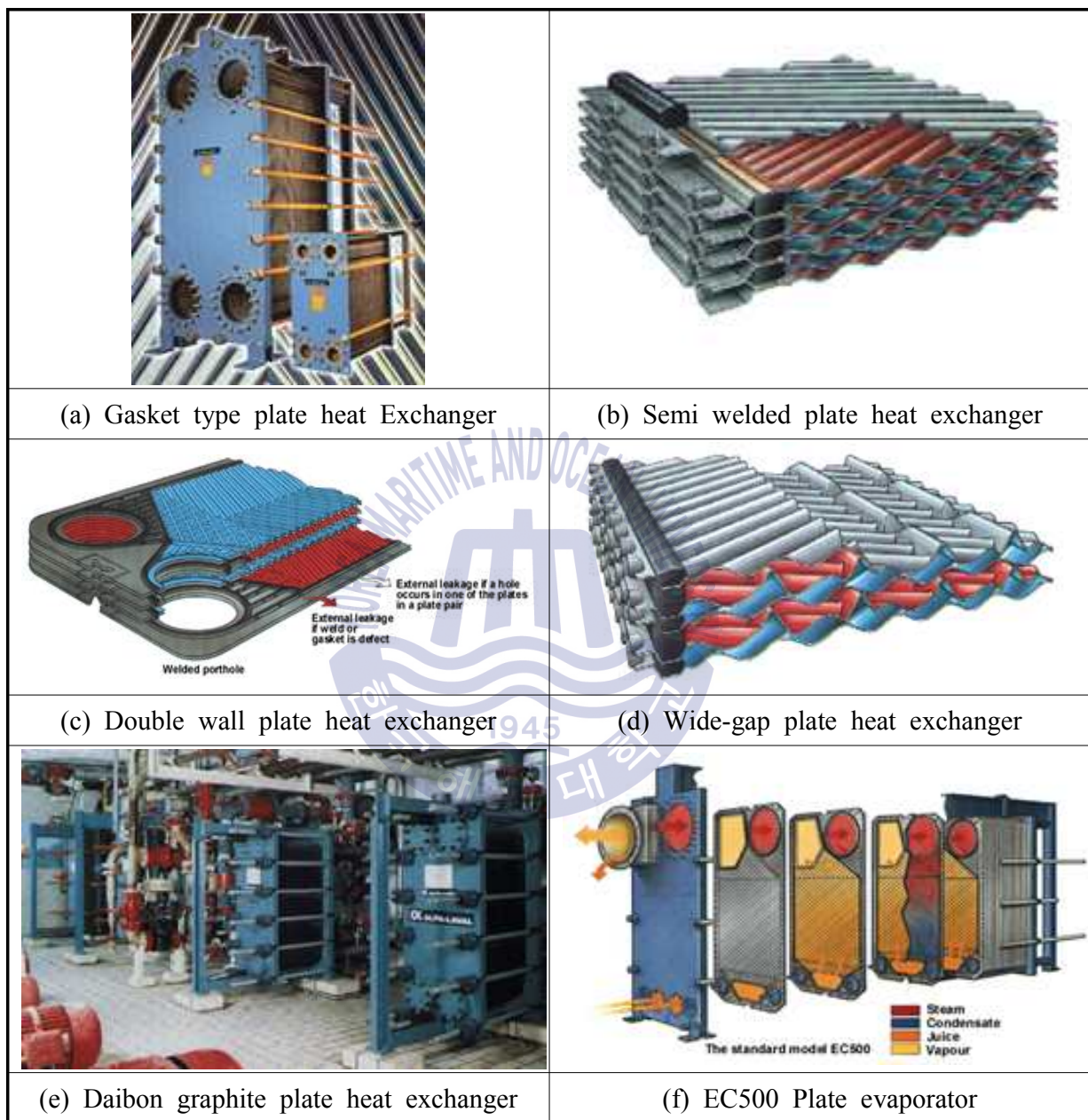
콤파플레이트 판형 열교환기는 깨끗한 유체가 흐르는 실드 서킷(sealed circuit)과 오염성이 강하거나 슬러지가 포함된 유체가 흐르는 어세서블 서킷(accessible circuit)으로 이루어진 플레이트팩부분과 프레임으로 구성되어 있다. 공정유체가 흐르는 어세서블 서킷 부분은 배관을 분해하지 않아도 세관이 가능한 구조로 되어 있으며 내부 가스켓이 없으므로 보다 높은 온도 및 압력에서 운전이 가능하다. 유체의 종류에 적합한 재질로 제작가능하며 용도 및 유체에 포함된 입자나 불순물의 크기에 따라 플레이트 사이의 간격을 4~20 mm까지 제작할 수 있도록 되어있다. 적용분야로는 제지공정, 섬유공정, 설탕 생산 공정, 비료 생산 공정, 슬러리가 포함된 유체의 가열 및 생산 공정, 고점도 유체의 가열 및 냉각공정, 재가열 공정, 암모니아 또는 프레온 냉동시스템 등에 사용된다.

(12) 베이스 라인 판형 열교환기(Base-line plate heat exchanger)

베이스 라인 판형 열교환기는 식·음료 공정에서 냉각시키고자 하는 온도는 작으나 상대적으로 유량이 많은 경우에 매우 적합한 열교환기이다. 예를 들어 빠른 유속에 의해 발생하는 유로 내부의 높은 전단 응력은 가공 전의 우유에 포함되어 있는 크림 입자(cream particle)를 파괴할 수 있다. 따라서 베이스 라인 판형 열교환기는 폭이 넓으며 큰 포트를 가지고 있으므로 높은 전단 응력의 발생을 억제할 수 있다. 적용분야로는 우유 및 주스의 살균, 폐열 회수 공정, 크림의 살균 공정, 과일 주스의 농축 공정, 식·음료의 가열, 냉각 및 살균 공정에 사용된다.

(13) 클립 라인 판형 열교환기(Clip-line plate heat exchanger)

클립 라인 판형 열교환기는 액상의 식·음료를 효과적으로 신뢰성 있게 열처리하기 위해 설계되었으며 초콜릿 타입 유체 분배지역, 비 접착식 가스켓(non-Glued Gasket)다점지지 방식 등이 설계에 반영되어 있다. 식품 공정에 적합하게 전체 프레임을 스테인리스로 제작하였으며, 우유나 주스 등의 살균 공정에 필요한 멀티섹션 타입으로 제작가능하다. 적용분야로는 베이스 라인 판형 열교환기와 같다<sup>20~23)</sup>.



**Fig. 2.7** Photos of various heat exchanger types









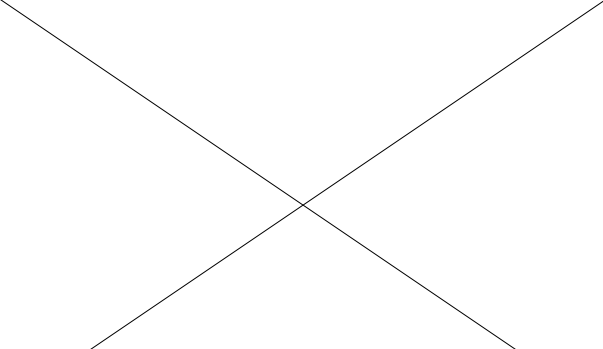
	
(g) Plate coil heat exchanger	(h) Alfa REX welded plate heat exchanger
	
(i) Compabloc plate heat exchanger	(j) Rolls laval plate heat exchanger
	
(k) Compaplate plate heat exchanger	(l) Base-line plate heat exchanger
	
(m) Clip-line plate heat exchanger	

Fig. 2.7 To be continued

## 2.3 파이버 레이저의 원리와 특성

### 2.3.1 레이저의 발진원리

#### (1) 레이저의 기본 발진원리

레이저(LASER)란 “Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation”의 머리글자로 “유도방출에 의한 빛의 증폭”이라는 뜻이 되며, 빛을 증폭하여 강하게 한 것이다<sup>24)</sup>. 모든 물질을 구성하는 원자는 원자핵의 주위를 몇 개의 전자가 회전운동하며 그들은 각각의 에너지를 가지고 있다<sup>25)</sup> 전자나 원자에 외부로부터 다른 전자를 충돌시키거나 빛 에너지를 주는 것을 여기(excitation)라고 하며 Fig. 2.8와 같이 전자의 에너지가 보다 높은 상태에 있게 된다. 이 상태를 여기상태(excited State)라고 한다. 또한 여기이전의 가장 낮은 에너지 상태를 기저 상태(ground Stat)라고 한다. Fig. 2.9은 여기상태에 있는 원자의 모식도와 원자가 얻을 수 있는 에너지 크기인 에너지준위를 나타낸 것이며 이것은 연속되지 않고 일정한 준위를 가지고 존재한다.

이러한 에너지 준위는 원자의 종류에 따라서 고유의 값을 가지고 있다. Fig. 2.10와 같이 에너지 준위  $E_1$ 에 있는 원자에 외부에서 진동수  $\nu$ 의 전자파가 입사하면 에너지 준위  $E_1$ 에서  $E_2$ 로 여기 되며  $h\nu(E_2 - E_1)$ 의 에너지, 즉 광자를 흡수하게 된다. 보통 여기 상태의 원자는 불안정하기 때문에 짧은 시간 내에 안정된 상태인  $E_1$ 으로 되돌아가려는 성질이 있는데 이 때, Fig. 2.11와 같이 흡수한  $h\nu(E_2 - E_1)$ 의 빛 에너지를 방출한다. 이와 같이  $E_2$ 에서  $E_1$ 으로 에너지 상태가 변화하는 것을 천이(transition)라고 하며, 여기상태에 있던 원자가 시간이 지남에 따라 자연적으로 기저상태로 천이하는 것을 자연방출이라고 한다.

Fig. 2.12(a)와 같이 여기상태  $E_2$ 에서 자연천이가 발생하기 전에 광자( $E_2 - E_1$ )가 입사하면 원자는  $E_2$ 에서  $E_1$ 으로 천이한다. 이 때,  $(E_2 - E_1)$ 의 주파수와 위상 및 편광(polarization)이 모두 동일한 광자를 방출하는 유도방출이 발생한다. 유도방출을 유발하는 입사광은 여기원자의 자극에 의해 발생하기 때문에 다른 에너지로 변환되거나 소멸되지 않고 그대로 원자 내를 통과할 확률이 높다. 그러므로 유도방출에 의해서 생성되는 광자를 포함하면 2개의 광자로 증가한 것이 되며 그것은 일종의 증폭현상이다. Fig. 2.12.(b)에 나타낸 것과 같이 여기원자가 무수히 존재하고 그 가운데를 광자가 통과하면 계속해서 유도방출에 의한 광자가 생성되어 빛은 더욱 증폭된다<sup>26~29)</sup>.

원자는 일반적으로 열평형상태에서 Fig. 2.13와 같이 볼츠만 분포를 나타낸다. 볼츠만

분포법칙은  $E_1$ 의 원자수를  $N_1$ ,  $E_2$ 의 원자수를  $N_2$ 로 할 때  $E_2 > E_1$ 이라면  $N_2 < N_1$ 으로 되는 분포이다. 이러한 상태에서는 낮은 에너지 상태에 있는 입자수가 많기 때문에 유도방출은 발생하지 않는다.

원자의 종류에 따라서는 특정 에너지준위 가운데 수명이 긴 준안정상태의 에너지 준위를 가지고 있는 것이 있다. 예를 들어  $E_1$ 의 원자 수명이 짧고  $E_2$ 의 원자 수명이 긴 경우에 원자를 계속 여기할 경우, Fig. 2.14와 같이  $E_2 > E_1$ 에서  $N_2 > N_1$ 의 관계로 되어 반전분포(population Inversion)상태가 만들어진다. 이와 같이  $E_2$ 와  $E_1$ 사이에서 반전분포가 형성된 상태에서 유도방출이 발생하게 되면 빛은 계속적으로 증폭되게 된다. 이러한 반전분포를 만들기 위해  $E_2$ 준위로의 선택적 여기를 행하는 조작을 펌핑(pumping)이라고 한다<sup>25~26,29)</sup>.

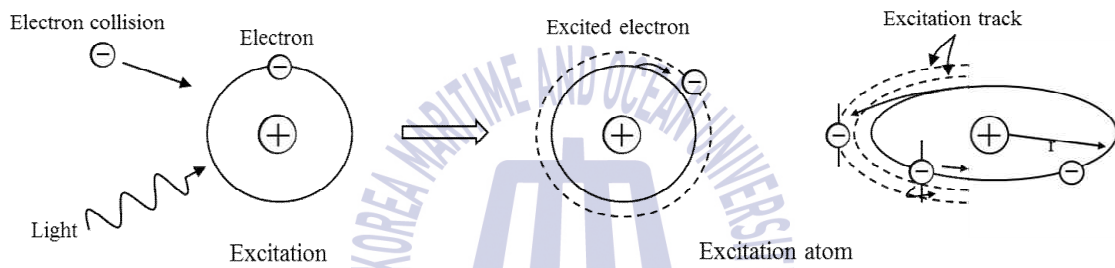


Fig. 2.8 Schematic of excitation process

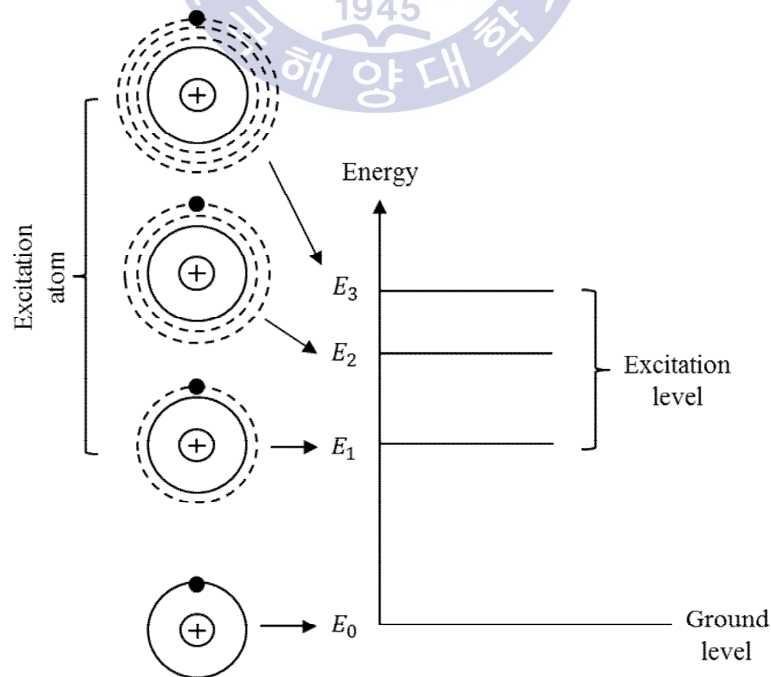
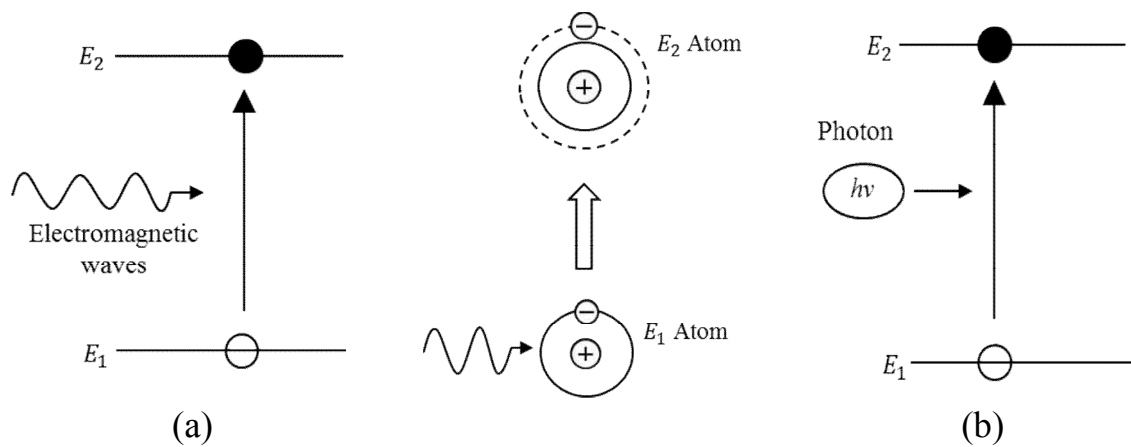
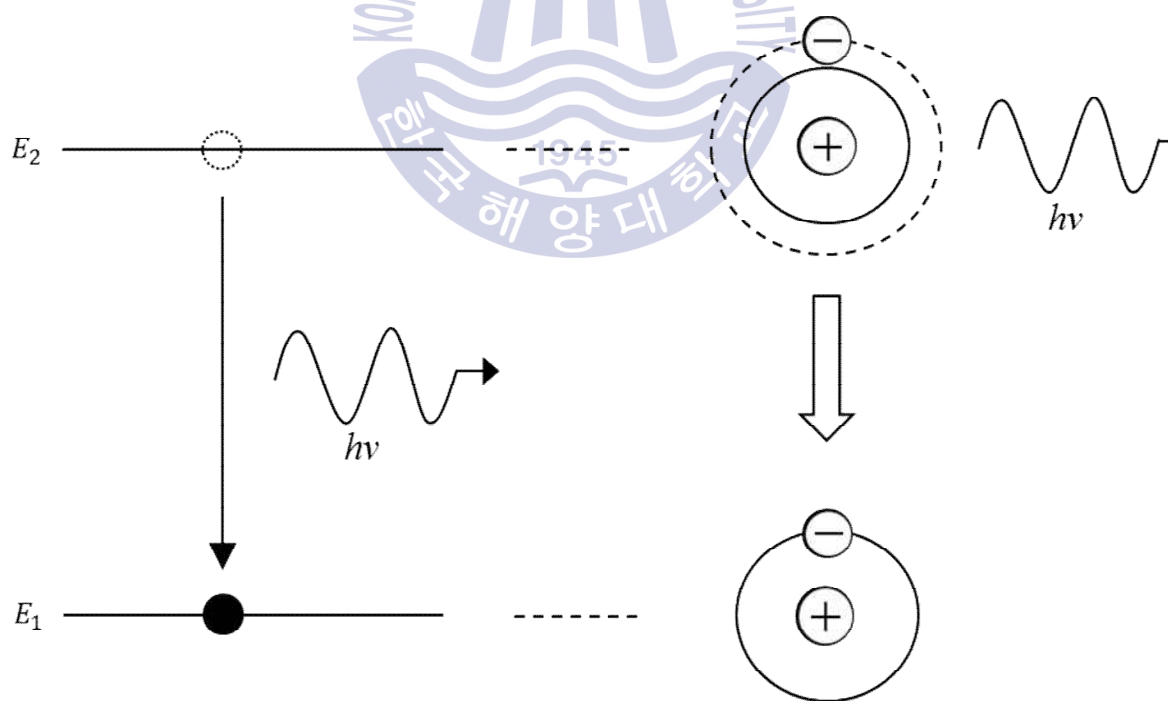


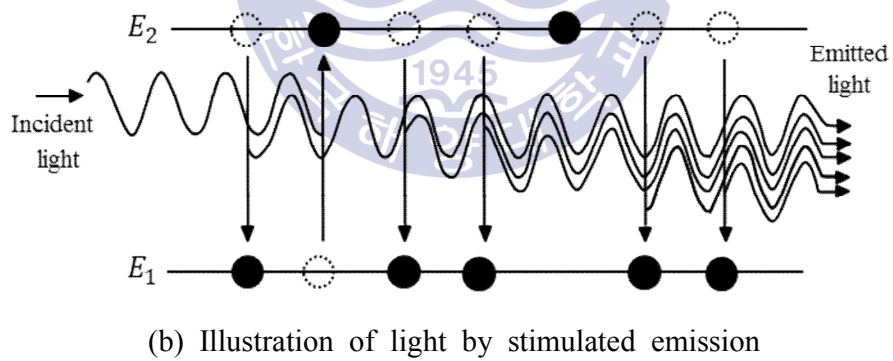
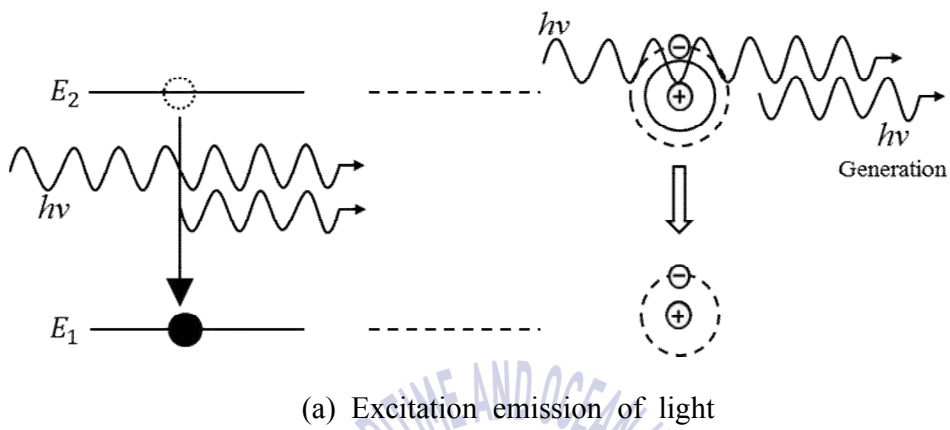
Fig. 2.9 Excitation state and energy level of atom



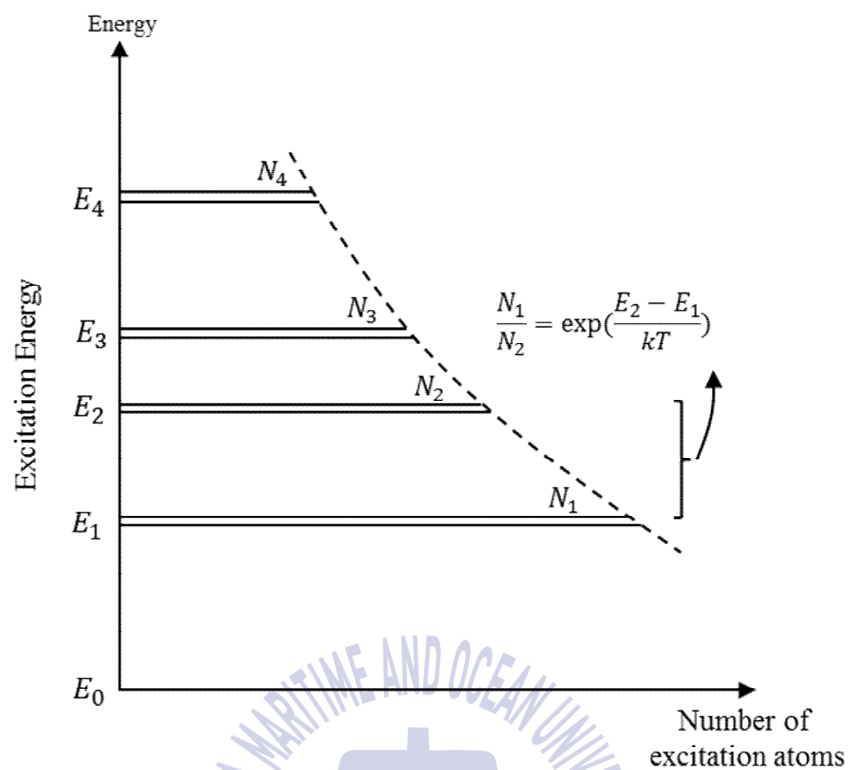
**Fig. 2.10** Excitation by electromagnetic and photon absorption



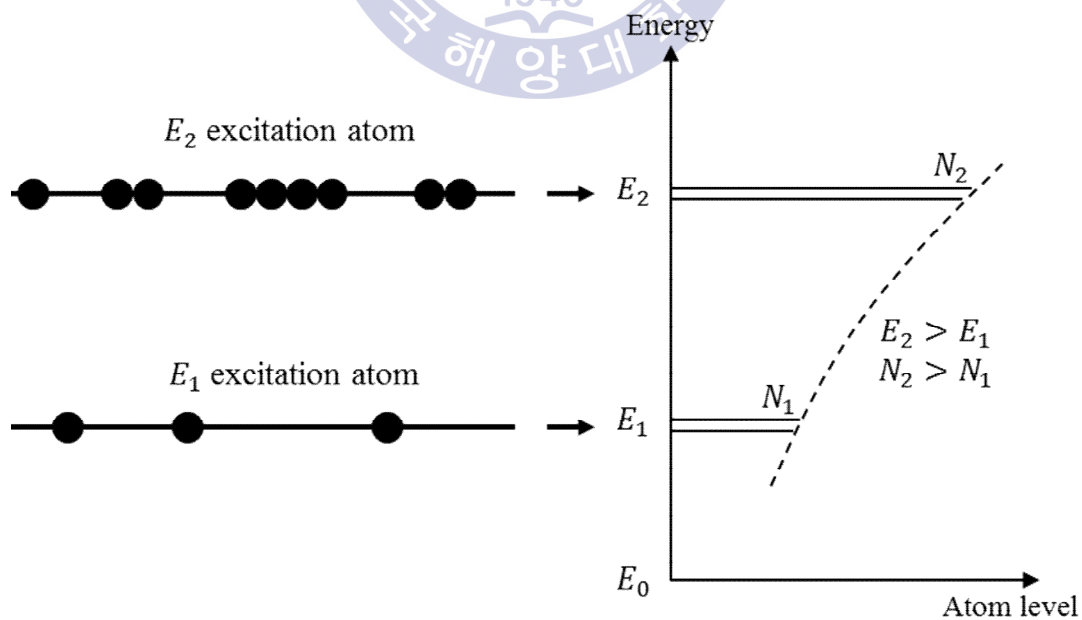
**Fig. 2.11** Photon emission by natural transition



**Fig. 2.12** Stimulated emission and amplification of light



**Fig. 2.13** Boltzmann's distribution law



**Fig. 2.14** Population inversion



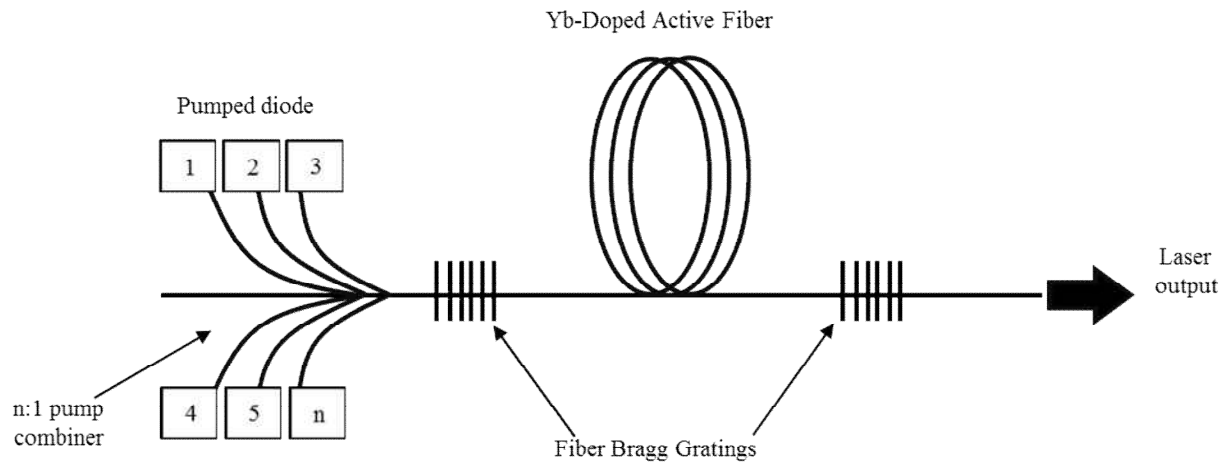
## (2) 파이버 레이저의 발진원리

Fig. 2.15에 파이버 레이저 모듈의 기본 개념을 나타낸다. 일반적으로 레이저의 공진기는 레이저 매질, 여기광원, 공진 미러로 구성되어 있지만 파이버 레이저는 이 3요소가 일체화되어 있다. 매질의 역할을 하는 더블 클래드 파이버는 여기용 다이오드모듈과 용접되어 있다. 더블 클래드 파이버의 코어 양단에는 2개의 FRG(fiber bragg gratings)가 1개씩 있어 공진 미러의 역할을 대신하며 특정 파장의 빛은 반사하지만 그 외의 모든 빛은 투과하여 증폭된 레이저 광이 파이버로부터 출사하게 된다.

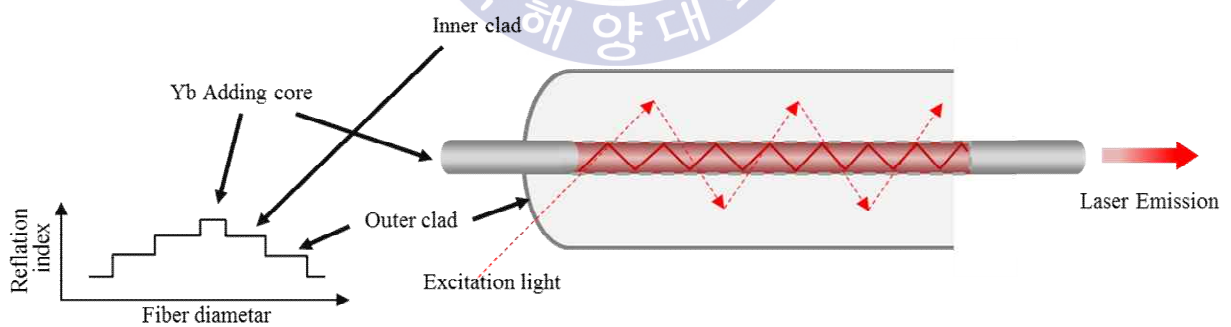
Fig. 2.16에 더블 클래드 파이버의 구조를 나타낸다. 중심부의 코어는 희토류 원소가 첨가된 직경  $10\ \mu\text{m}$  정도의 가는 석영 파이버를 사용하고 있다. 이 때 사용되는 희토류 원소는 에르븀(Er), 이테르븀(Yb), 네오디뮴(Nd), 탄탈륨(Ta) 등이 있으며, 원소 종류에 따라 다양한 파장대의 레이저빔을 방출한다. 예를 들어 에르븀 파이버 레이저는  $1,540\ \text{nm}$ , 이테르븀 파이버 레이저는  $1,070\ \text{nm}$ , 탄탈륨 파이버 레이저는  $1,720\ \text{nm}$  파장의 레이저빔을 방출한다. 석영 파이버 주위에 내측 클래드층이 둘러싸고 있으며 이 내측 클래드는  $100\ \mu\text{m}$  이상의 큰 직경으로 되어 있다. 이 클래드에는 얇은 외측 클래드가 있고 각각 굴절율이 다르기 때문에 큰 직경의 내측 클래드에는 고출력의 멀티모드 여기광이 도입되어 외측 클래드와 경계에서 전반사하면서 코어를 지나게 된다. 여기광은 항상 코어부를 횡단하게 되므로 코어부의 석영 파이버는 높은 효율로 여기 된다.

더블 클래드 파이버의 내측 클래드에 여기광을 도입하는 방법은 Fig. 2.17에 나타난다. 내측 클래드에 다수의 멀티모드 파이버를 집속할 경우 여기광을 증가시키는 것이 가능하므로 용이하게 고출력화를 꾀할 수 있다. 여기광이 내측 클래드에 도입되어 외측 클래드와 경계에서 전반사하여 코어를 지나게 되면 매질에 도핑되어 있는 희토류 원자의 이온이 여기된다. 여기된 이온은 자연방출로 특정 파장을 가지는 광을 방출하고 기저 준위로 돌아간다. 이 때 발생하는 광은 전방향으로 발생되고 그 중 일부가 코어의 경계면을 전반사하면서 코어 양단에 설치되어 있는 브래그 격자에 반사되게 되며 코어내를 왕복한다. 이 때 여기 되어 있는 이온을 자극하여 동일한 파장과 위상을 가지는 빛을 방출하는 유도방출을 일으키거나 기저준위에 있는 이온을 펌핑하여 여기상태를 형성한다. 공진기 내에 기저상태의 이온보다 여기상태의 이온이 많아지는 반전분포가 형성되게 되면 유도방출이 발생할 확률이 증가되어 동일한 주파수와 위상을 가진 파장이 지속적으로 증가하여 광이 증폭된다<sup>26,30~31,38</sup>.

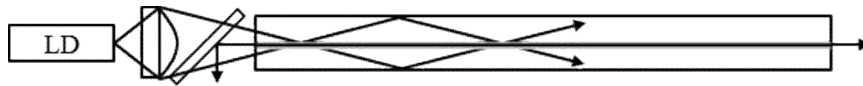




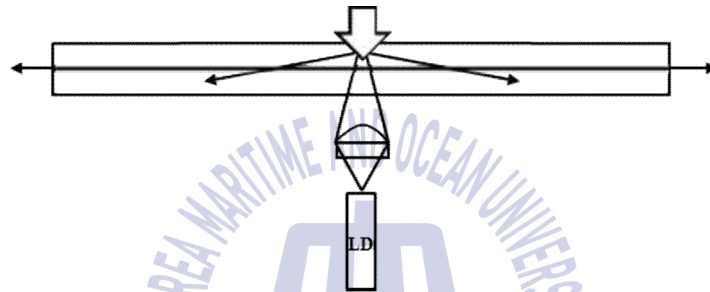
**Fig. 2.15** Schematic fiber laser system to structures



**Fig. 2.16** The structure of a double clad fiber



(a) Excitation method of cross section



(b) Excitation method of V-groove



(b) Excitation method of multi-parallel

**Fig. 2.17** Excitation method of Fiber laser

## 2.3.2 파이버 레이저의 특성

### (1) 우수한 빔품질

빔 품질은 가공효율과 가공결과에 큰 영향을 미치는 요소이다. 레이저의 빔 품질은 BPP(beam parameter product,  $\text{mm} \cdot \text{mrad}$ )로 나타내며, BPP값이 작을수록 빔 품질이 우수한 특성을 나타낸다. 고출력  $\text{CO}_2$ 레이저는 수십 kW의 고출력을 내지만  $10.6 \mu\text{m}$ 의 긴 파장으로 인해 초점 크기의 한계와 빔 이송에 제약이 따른다. 초기 Nd:YAG와 같은 램프 펌핑 고체 레이저의 경우 램프에서 방출된 전 영역의 빛 중 펌핑에 쓰이지 못한 파장들 때문에 발생하는 많은 열로 인해 빔 특성이 저하되거나 레이저의 광의 복굴절을 일으키기도 한다. 파이버 레이저는 광 파이버를 이용하여 빔을 전송하며 광 파이버 내부에 난반사로 인한 편광이 발생하지 않으므로 절단 방향에 따라 절단 품질이 저하되지 않는다. 또한 광 파이버를 통한 빔 전송을 하더라도 초점 크기가 변화하지 않고 일정한 빔 특성을 유지한다. Fig. 2.18은 파이버 레이저의 빔 프로파일을 측정한 결과를 나타낸다. 파이버 레이저는 가우시안 형태의 빔 프로파일을 가지며 왜곡되거나 변형되지 않고 항상 일정한 형태를 가진다. 따라서 정밀하고 정교한 레이저 가공에 매우 적합하며 우수한 빔 품질로 인하여 용접, 절단 등에 유리하다<sup>24,30,32-35,40-41</sup>.

### (2) 높은 빔흡수율

파이버 레이저는  $1.07 \mu\text{m}$ 의 비교적 짧은 파장대를 가지므로 재료에 대한 빔 흡수율이 다른 레이저에 비해 높다. Fig. 2.19은 파이버레이저와  $\text{CO}_2$ 레이저의 재료에 대한 레이저 빔 흡수율을 비교하여 나타낸다.  $\text{CO}_2$ 레이저는 대부분의 재료에서 10%미만의 빔 흡수율을 가지는 반면 파이버 레이저는 철에서 약 30%정도의 에너지가 흡수되며 다른 재료 또한  $\text{CO}_2$ 레이저에 비해 흡수율이 높은 것을 볼 수 있다. 따라서 레이저 용접 및 절단에서  $\text{CO}_2$ 레이저보다 적은 출력으로 가공이 가능하다. 열전도율이 높아 용접이 어려운 알루미늄, 구리 등과 같은 재료는 레이저 빔을 흡수하여 발생하는 열량 대부분이 전도 및 발산되므로 재료 용융을 위한 많은 에너지가 필요하다. 반면 일반 탄소강같은 재료는 열전도율이 낮아 주변으로 전도되는 열이 상대적으로 적으므로 열전도율이 높은 재료에 비해 상대적으로 낮은 출력으로 가공이 가능하다<sup>38</sup>.

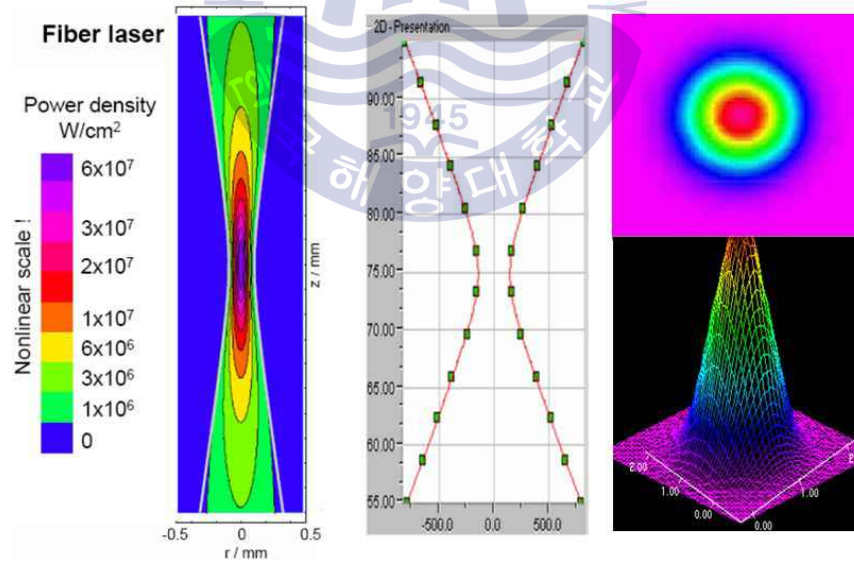
### (3) 광 파이버 전송

광 파이버는 광의 전송매체로서 개발되어 광 변환된 정보나 에너지를 전달하는 광학 소자로서 이용되고 있으며 최근에는 비선형광학소자나 레이저 매질로서도 이용되고 있다<sup>36</sup>. 파이버는 이러한 광 파이버 케이블을 이용하여 빔 전송이 가능하며 빔이 먼 거

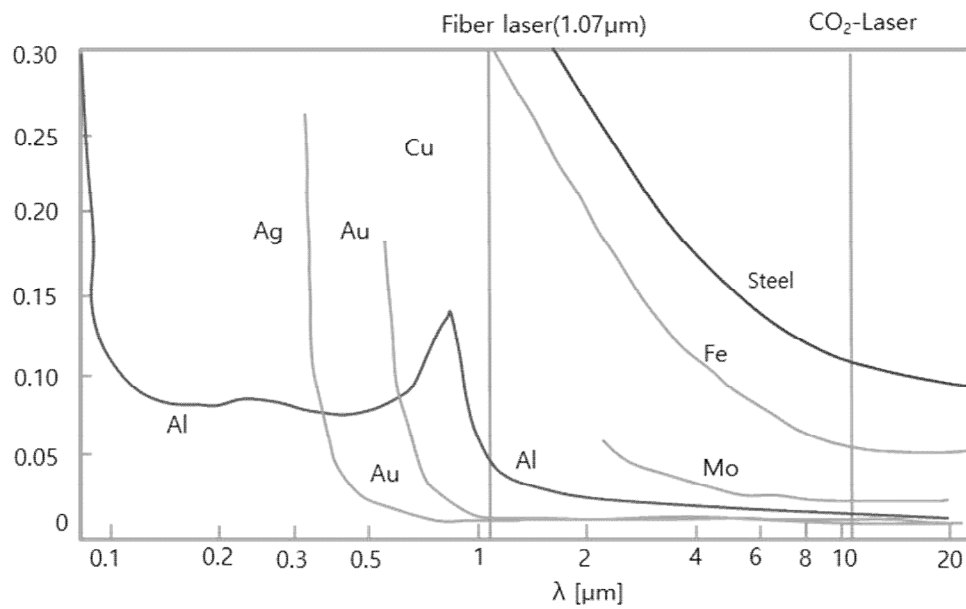
리로 전송되어도 빔 품질이 거의 저하되지 않으므로 실제가공에서 높은 활용도와 유연성을 가진다. 광 파이버 케이블의 빔 전송은 중심부 코어와 외주부의 클래드의 굴절율 차이에 의한 빛의 전반사로 이루어지며 빔 모드는 파이버 특성에 따라 싱글모드 또는 멀티모드의 빔 프로파일을 형성한다.

#### (4) 뛰어난 효율 및 경제성

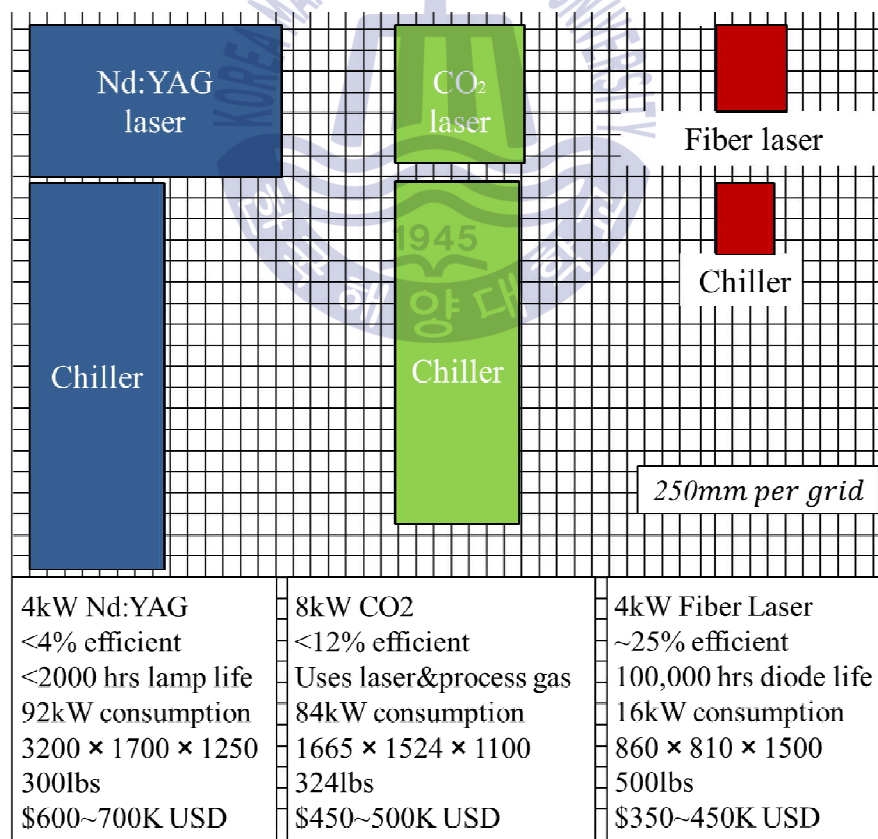
**Fig. 2.20**은 파이버 레이저, Nd:YAG 레이저 및 CO<sub>2</sub>레이저의 장치 설치면적과 에너지 효율 및 연간 유지보수 비용을 나타낸다. 파이버 레이저는 발진효율이 25 %정도로 Nd:YAG 레이저(4 %이하)와 CO<sub>2</sub>레이저(12 %이하)에 비해 효율이 매우 높다. 발진효율이 높으므로 소비 전력이 적으며 레이저 발진 시 발열이 작아 냉각장치의 용량을 작게 할 수 있다. 따라서 장치의 설치면적이 작다. 파이버 레이저는 기존의 레이저와 발진구조가 달라 다이오드 레이저를 제외하고 소모품이 없는 구조로 설계되어 있다. 따라서, 최소 비용으로 운용할 수 있는 장점이 있다<sup>37)</sup>.



**Fig. 2.18** Fiber laser beam profile<sup>32)</sup>



**Fig. 2.19** Absorption rate of light to metal<sup>38)</sup>



**Fig. 2.20** Compared to the high power CW laser efficient<sup>39)</sup>

## 제 3 장 실험 방법

### 3.1 실험 재료 및 장치

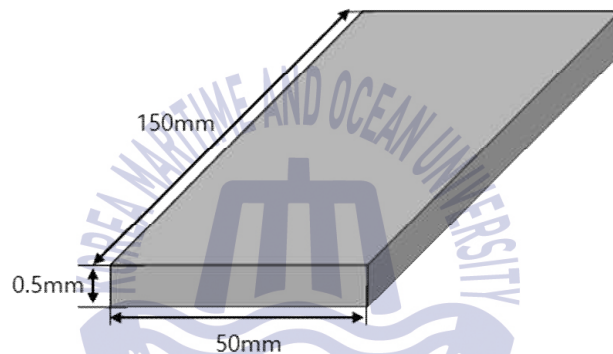
#### 3.1.1 실험 재료

본 연구에 사용된 재료는 두께 0.5 mm의 순 티타늄(Pure Ti) 박판이며, 규격은 ASTM-B265 Grade 1이다. ASTM은 규격명이며 American Society for Testing and Materials의 약칭으로 미국재료시험협회이다. B는 분류기호, 265는 규격번호를 나타낸다. Table 3.1과 Fig. 3.1에 각각 재료의 화학적 조성과 시험편 크기를 나타낸다. 순 티타늄은 탄소, 규소, 망간, 인, 황, 수소, 질소, 산소 및 철이 매우 적은 함량으로 함유되어 있으며, 특히 산소와 철의 함량이 기계적인 성질에 큰 영향을 미친다.

순 티타늄의 기계적 특성을 살펴보면 Table 3.2에서 나타낸 것과 같이 항복강도는 193 MPa, 인장강도는 300 MPa 정도이다. 순 티타늄의 물리적인 성질은 1,680 °C의 고융점을 가지며 비중이 4.5 g/cm<sup>3</sup>로서 강의 약 1/2정도이고 열전도율은 강의 1/4로써 오스테나이트 스테인리스강과 유사하다. 순 티타늄은 성형성이 우수하여 연신율(elongation)은 최소 24 %이고 일반적으로 30 %를 넘고 STS316보다 열전도도(thermal conductivity)가 크다. 따라서 순 티타늄은 내부식성이 우수하며 성형성이 좋아 두께를 얇게 할 수 있으므로 열전달 효율이 타 소재보다 우수하다. 또한 인장강도를 밀도로 나눈 값인 비강도가 크기 때문에 튜브, 열교환기 및 냉각기의 내부뿐만 아니라 파이프 시스템과 선박에 걸쳐 무게 및 비용 절감에 크게 기여하고 있다.

**Table 3.1** Chemical composition of specimens

Element(wt%) Material	C	Si	Mn	P	S	H	N	O	Fe	Ti
ASTM-B265 GRADE1	0.003	0.04	0.01	0.01	0.01	0.0008	0.007	0.043	0.023	<b>Bal.</b>



**Fig. 3.1** Schematic illustration of specimen size

**Table 3.2** Mechanical characteristics of material

Mechanical characteristics Material	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Hardness (Hv)
ASTM-B265 GRADE1	193	300	33	116.7



### 3.1.2 레이저 용접 장치

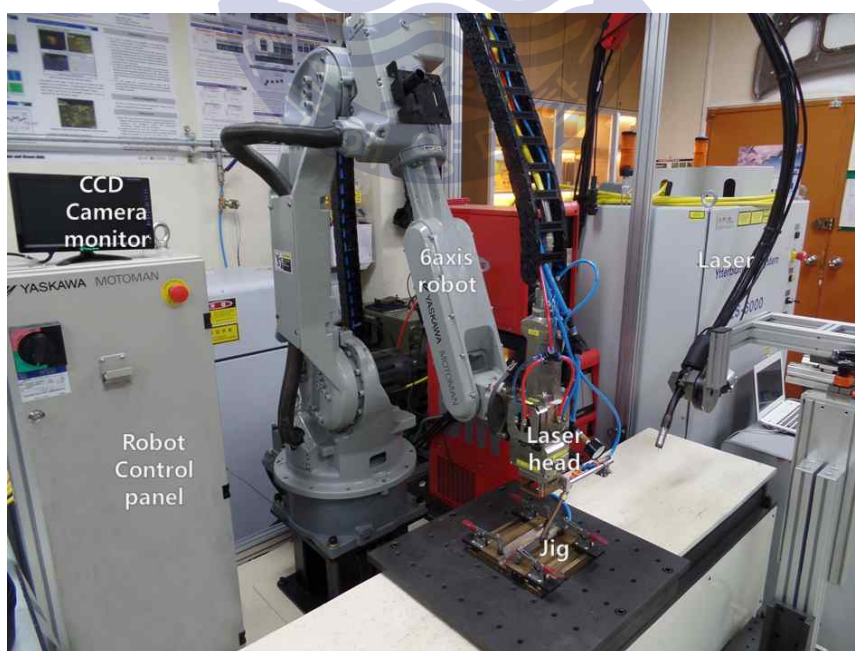
본 연구에서 사용된 레이저 용접장치는 다이오드 레이저(LD) 여기방식의 최대 출력 6 kW 연속발진 파이버 레이저이다. 본 장치의 주요사양을 Table 3.3에 정리하여 나타내었으며, 레이저 용접장치의 사진을 Fig. 3.2에 나타내었다.

레이저 빔의 파장은 1070 nm으로 적외선 파장대이며, 빔 품질(beam quality)는 8 mm · mrad로 매우 우수하다. 광학계의 초점렌즈(Focus lens)는 250 mm, 콜리메이터(collimator) 180 mm, 프로세싱 파이버 직경(processing fiber core diameter) 200  $\mu$ m로 초점위치에서의 이론적 빔 직경은 312.5  $\mu$ m이다. 초점렌즈와 콜리메이터는 위치 변경이 불가능한 고정식이며 사용자가 프로세싱 파이버 직경을 교체함으로써 초점에서의 빔 직경을 변화시킬 수 있다. 레이저 발진기는 용접로봇과 연동되어 있으며, 레이저 광학계를 외팔보 로봇에 장착하여 용접을 실시하였다.



**Table 3.3** Specifications of 6 kW CW Fiber laser

Type	CW ytterbium fiber laser
Maker	IPG Photonics(USA)
Model	YLS-6000-S2T
Wave length	1,070 nm
Max. power	6.3 kW
Bead quality	8 mm · mrad
Feeding fiber core dia.	0.1 mm
Processing fiber core dia.	0.2 mm
Focus lens	250 mm
Collimator	160 mm
Spot size	312.5 $\mu\text{m}$
Working distance	186.8 mm
Cooling type	Water cooling
Robot	MOTOMAN



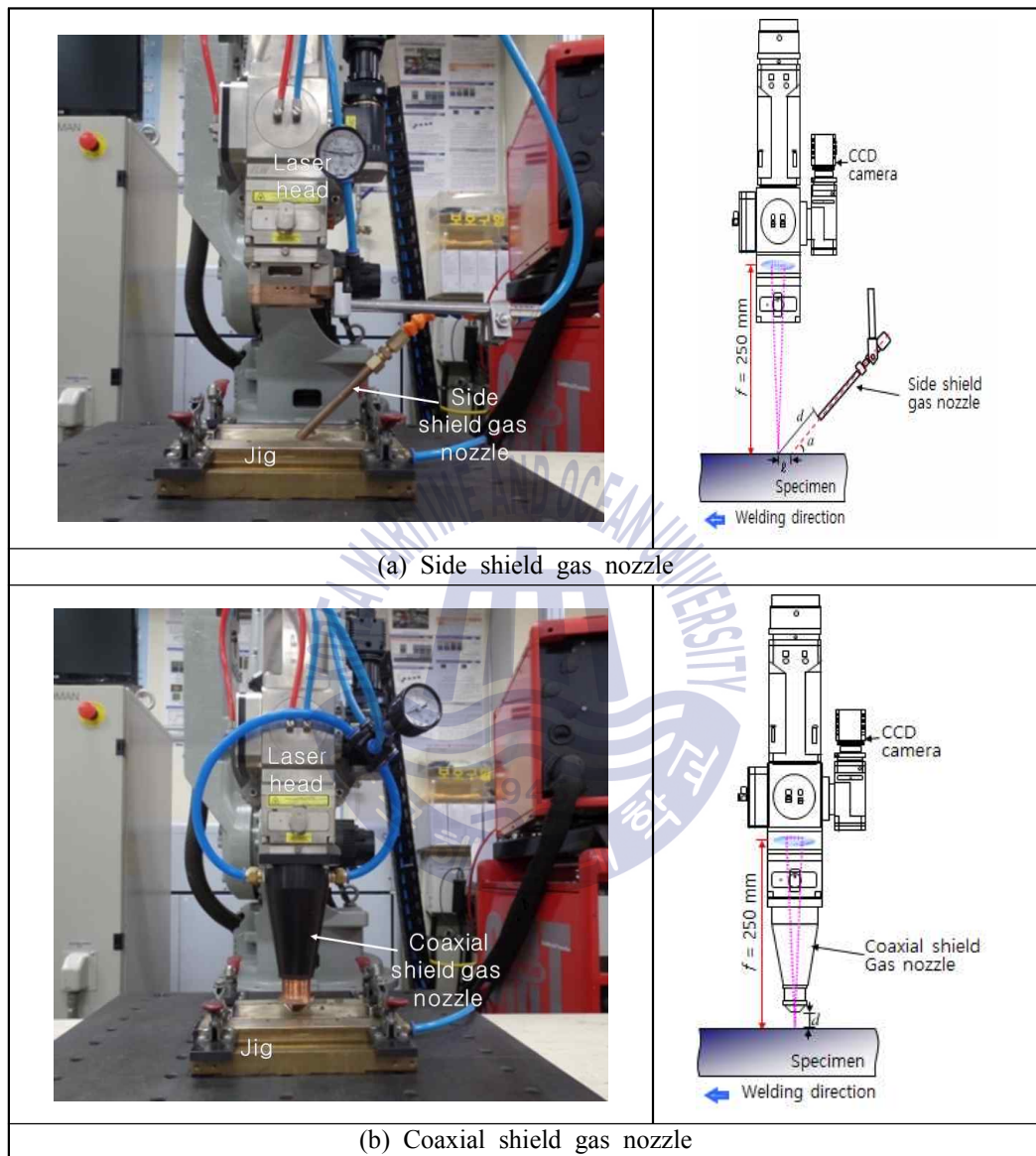
**Fig 3.2** Setup of experimental equipment in 6 kW CW fiber laser

## 3.2 실험 및 분석 방법

### 3.2.1 실험방법

실험은 비드용접에서 재료와 레이저 빔 간의 기초 물성 및 용접성을 평가함으로써 최적의 용접조건을 도출하였으며 겹치기 용접에 적용하였다. 판형 열교환기용 티타늄 전열관은 최대 25 bar의 압력을 견딜 수 있어야 하므로 적정수준의 접합 강도를 얻기 위한 실험을 진행하였다. 겹치기 용접 시 시험편 겹침부의 간극(gap)을 최소화하기 위하여 판재 모서리부의 거친 부분을 제거하고 브러쉬를 이용하여 시험편 표면을 소제한 후 지그(jig)로 강하게 고정하였다. 또한 용접 전에 시험편 표면을 아세톤 및 메탄올로 세정하여 불순물을 최대한 제거하였다.

용접부의 실드는 Fig. 3.3에 나타내었듯이 전면비드에 동축 실드가스 노즐 또는 사이드 실드가스 노즐을 사용하여 실드하였으며, 이면비드에는 지그 홈을 통해 실드가스를 공급하여 실드하였다. 동축 실드가스 노즐의 직경은 10 mm로 레이저 빔 조사 방향과 동일하게 실드가스를 분사하였으며 사이드 실드가스 노즐의 직경은 8 mm로 용접방향의 뒷편에서 실드하였다. 이 때, 동축 노즐은 노즐위치를 초점위치에서 위·아래방향으로 -20 ~ +20 mm 조정 가능한 가변형 노즐이며 사이드 실드 노즐은 플렉시블 호스(flexible hose)에 연결되어 노즐의 각도와 위치를 변화시킬 수 있도록 설계하였다.



**Fig. 3.3** Experimental setup for laser welding

### 3.2.2 분석방법

#### (1) 시편 채취 및 에칭

용접 시험편은 단면분석을 위하여 횡단면 또는 종단면으로 절단되었다. 시험편의 채취방법을 Fig. 3.4에 모식적으로 나타낸다. 횡단면은 안정적인 용접부를 얻기 위하여 레이저 빔 조사 시작점으로부터 30 mm이상 지난 지점에서 15 mm간격으로 4회 채취하였으며, 종단면은 관찰하고자 하는 지점보다 크게 절단한 뒤 연마기로 연마하여 원하는 부분을 채취하였다. 채취한 시험편은 경면연마 후 에칭(증류수 80 ml + 질산 10 ml + 불산 10 ml)하여 용입깊이(penetration depth)를 측정하고 미세조직을 관찰하였다. 또한 전면 및 이면의 비드형상(bead shape)을 관찰하였고 비드폭(bead width)을 측정하였다.

#### (2) 비커스 경도시험

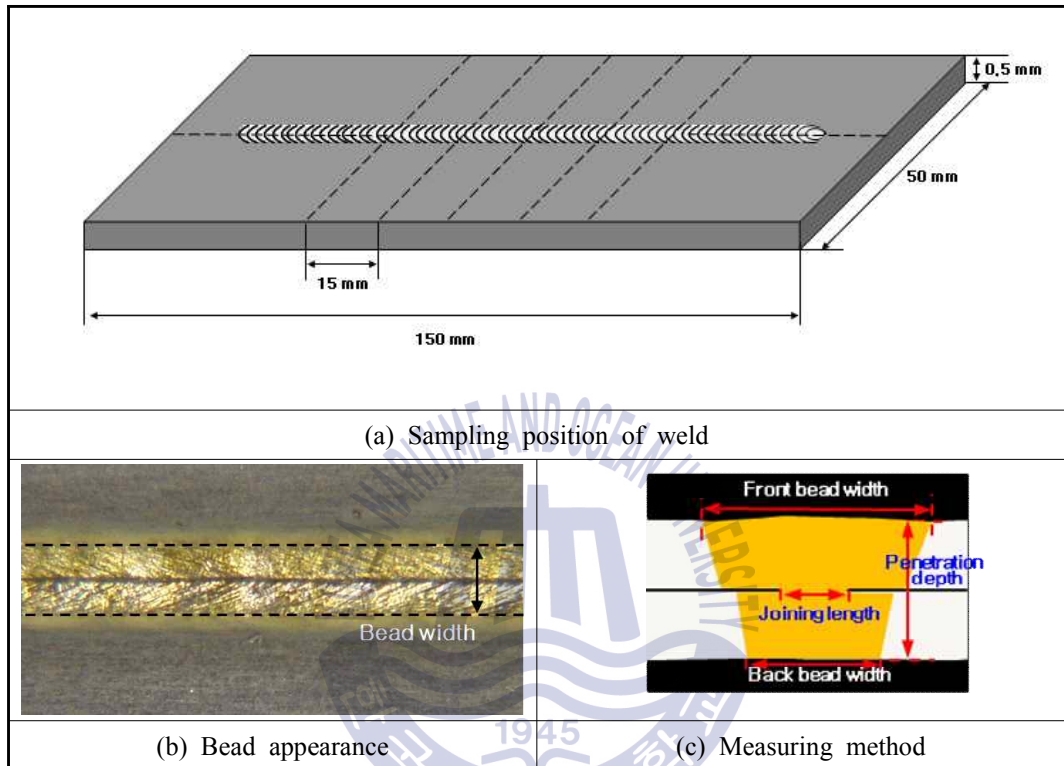
채취된 횡단면 및 종단면에 대하여 경도측정을 하였다. 경도 측정장비는 Fig. 3.5에 나타내며 Shimadzu사의 HMV-2T 마이크로 비커스 경도 시험기이다. 경도시험은 하중 980.7 mN(Hv 0.1), 유지시간 10초로 측정하였으며 이 때, 압흔 간격은 100  $\mu$ m이상으로 하여 가공경화에 의한 경도상승을 방지하였다.

#### (3) 미세조직 관찰 및 성분 분석

미세조직은 광학현미경과 전자 주사 현미경을 사용하여 관찰하였으며 EDS(Energy-dispersive x-ray spectroscopy)와 EPMA(Electrone probe x-ray microanalyzer)를 사용하여 원소의 종류 및 분포경향을 분석하였다.

#### (4) 인장전단 시험

인장전단 시험은 ASME SECTION IX(2015), QW-464.1의 규격을 적용하여 Fig. 3.6와 같이 인장시험편을 제작하여 테스트되었다. 시험편 상판과 하판의 겹치는 폭은 16 mm이며, 겹치기 용접 된 시험편의 전체 크기는 가로 134 mm, 세로 16 mm이다. 시험편의 인장전단특성을 서로 비교하였으며 파단면의 SEM관찰을 통해 파단의 종류와 형태를 확인하였다.

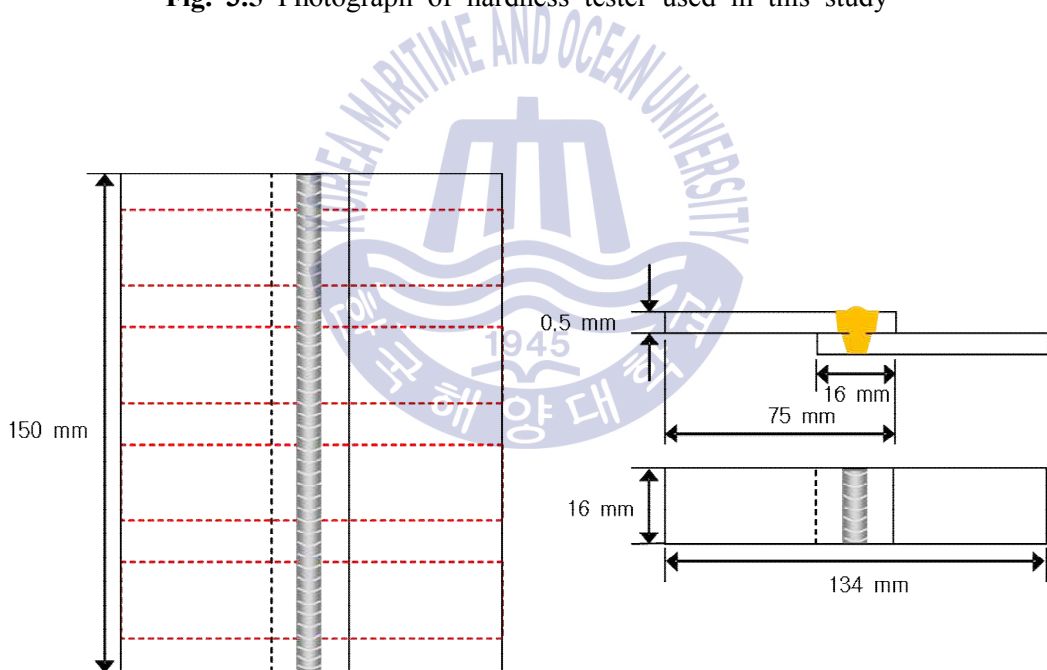


**Fig. 3.4** Sampling position and measuring method in weld





**Fig. 3.5** Photograph of hardness tester used in this study



**Fig. 3.6** Schematic illustrations of tensile strength test specimen



## 제 4 장 실험결과 및 고찰

### 4.1 비초점거리 및 틸팅각도에 따른 용입특성

#### 4.1.1 비초점거리에 따른 용입특성

레이저 빔의 직경은 파워 밀도를 결정하는 주요 변수로써, 동일한 레이저 출력에서 빔 직경이 클수록 파워밀도는 낮아지며 빔 직경이 작을수록 파워밀도는 높아진다. 따라서 빔 직경은 빔이 집광되는 초점위치에서 가장 작으므로 초점위치에서 파워밀도가 가장 높다. 레이저 광학계의 초점위치를 확인하기 위하여 Fig. 4.1과 같이 비초점거리를 -10 ~ +10 mm까지 0.5 mm단위로 변화시키면서 번패턴(burn pattern)을 관찰하였다. 초점에서 스폿사이즈가 0.656 mm로 가장 작은 번패턴이 얻어졌으며 비초점거리가 커짐에 따라 스폿사이즈가 증가하는 전형적인 경향을 나타내었다.

Fig. 4.2는 비초점 거리에 따른 전면비드폭(front bead width), 용입깊이(penetration depth) 변화와 전면비드 및 횡단면의 사진을 나타낸다. 레이저 용접 시 비초점 거리는 재료표면에서의 에너지밀도를 변화시킬 수 있으므로 용융에 필요한 에너지 효율 및 용입특성에 깊은 관계가 있는 주요 변수 중 하나이다. 예를 들어 적절한 비초점거리를 선정함으로써 동일한 입열량일 때, 상대적으로 비드폭이 좁고 용입이 깊은 용접부를 얻을 수 있다.

용입깊이 변화를 관찰하기 위해 완전용입이 되지 않도록 레이저 출력과 용접속도를 선정하였으며 용접부의 실드는 아르곤 가스를 사용하여 전면 및 이면 비드에 각각 유량 25 ℓ/min와 10 ℓ/min로 실드하였다. 비초점거리는 재료 두께를 고려하여 -10 ~ +10 mm까지 0.5 mm간격으로 변화하였다. 모든 조건에서 은백색의 전면비드를 얻을 수 있었으며, 횡단면은 주상정의 조대한 조직을 나타내었다. 용입특성을 살펴보면 비초점거리가 플러스(+) 또는 마이너스(-)로 이동함에 따라서 용입깊이는 점차적으로 감소하고 전면비드폭은 증가하였으며 비초점거리 -2 ~ +0.5 mm에서 비드천이현상이 나타났다. 향후 실험에서는 용입깊이가 가장 깊은 초점위치( $f_d=0$  mm)에서 용접을 실시하였다.

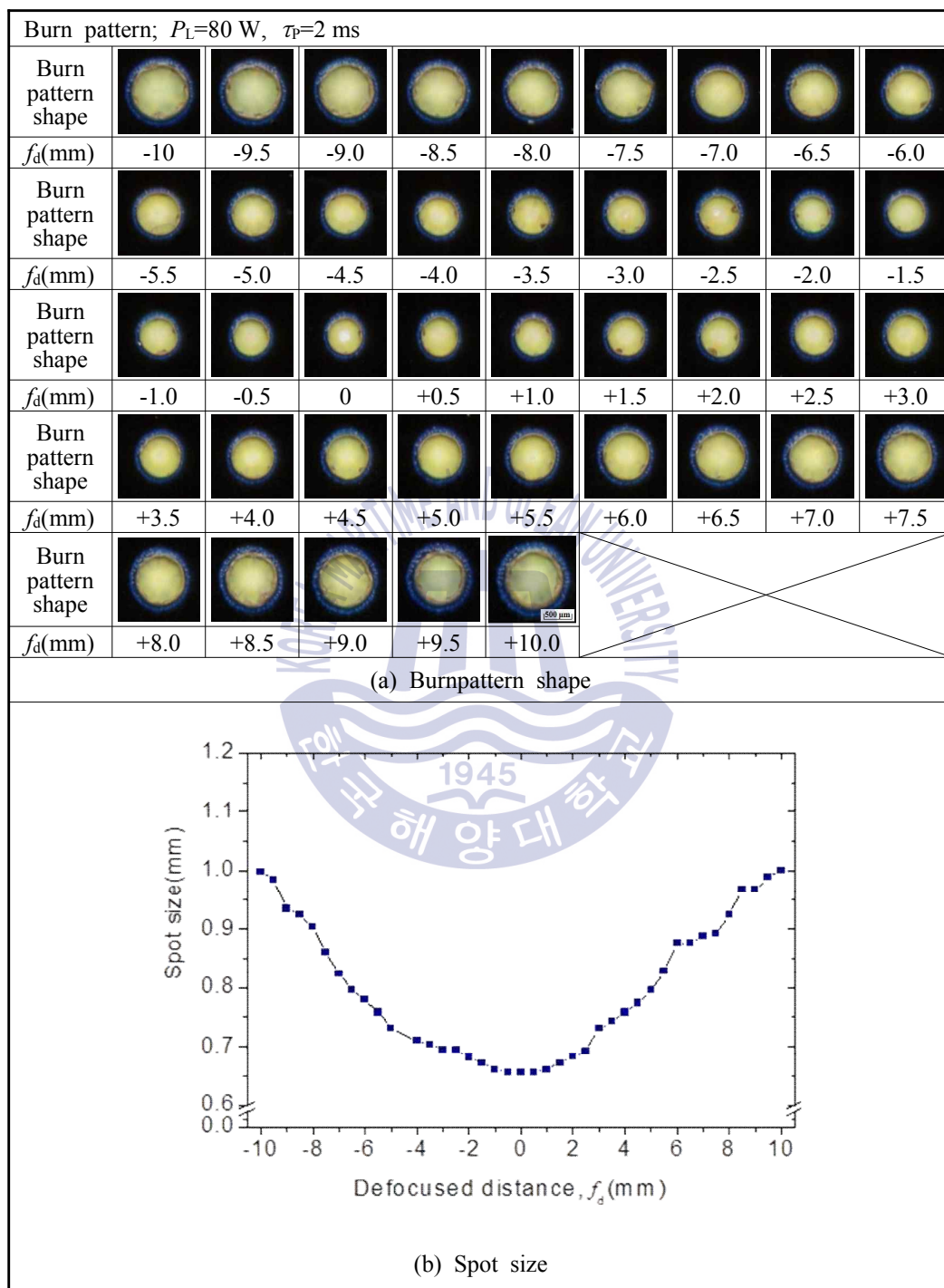
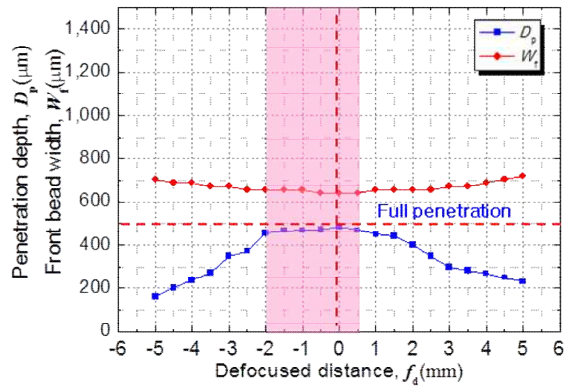


Fig. 4.1 Variation of spot size with defocused distance

Pure Ti(0.5mm<sup>1</sup>), Bead welding;  $P_L=900$  W,  $v=15$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min)



(a) Penetration properties

Bead $f_d$ (mm)	Front bead	Cross section	Bead $f_d$ (mm)	Front bead	Cross section
-5.0			+0.5		
-4.0			+1.0		
-3.0			+1.5		
-2.5			+2.0		
-2.0			+2.5		
-1.5			+3.0		
-1.0			+4.0		
-0.5			+5.0		
0					

(b) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.2** Variation of penetration depth and bead width according to the defocused distance

#### 4.1.2 틸팅각도에 따른 용입특성

레이저 광학계 헤드와 시험편 사이의 각도인 틸팅각도(tilting angle)는 용접방향에 대해 광학계 헤드가 기울이는 각도에 따라 전진각과 후진각으로 나뉘어진다. 전진각이란 레이저헤드 끝단이 용접방향을 나타내는 경우를 말하고 후진각이란 레이저 헤드 끝단이 용접방향의 반대 방향을 향하고 있는 경우를 말한다. 틸팅각도는 일반적으로 알루미늄 등과 같은 레이저 빔에 대한 반사율이 높은 재료를 용접할 때 전반사로 인한 레이저 광학계의 손상을 방지하기 위하여 사용된다.

틸팅각도 표시는 전진각을 (+), 후진각을 (-)로 나타내었으며, 레이저 헤드를 수직으로 세운 0°와 전진각 및 후진각을 각각 1~9°까지 2°간격으로 변화하여 진행하였다. 틸팅각도에 따라서 초점거리의 변화가 발생하지 않도록 주의를 기울여 레이저 빔을 조사하였다.

틸팅각도에 따른 용입특성을 조사하기 위하여 두께 0.5 mm의 판을 1장 사용하여 틸팅각도를 변화시키면서 전면비드폭, 이면비드폭 및 용입깊이를 측정하였다. 용입깊이를 측정하기 위하여 완전용입이 되지 않도록 레이저 조사조건을 선정하였으며, 용접부의 산화를 방지하기 위하여 아르곤 가스를 실드가스로 사용하였다. 이 때, 전면 및 이면 비드에 각각 유량 25 l/min와 10 l/min로 실드하였다.

Fig. 4.3은 틸팅각도에 따른 전면비드폭 및 용입깊이의 변화와 전면비드 및 횡단면의 사진을 나타낸다. 레이저 헤드가 수직인 틸팅각도 0°일 경우에 가장 깊은 용입을 얻을 수 있었다. 전진각 또는 후진각에 대해 틸팅각도가 커짐에 따라 용입깊이가 감소하는 경향을 나타내었으며, 전진각은 그 감소폭이 작은 반면 후진각은 0~3°사이에서 큰 폭으로 감소하였다. 이것은 전진각의 경우 킥 끝단이 용접방향에 대해 같은 방향을 향하고 있으므로 레이저 빔 조사 전에 재료를 예열하는 효과로 인해 빔 흡수율이 높아져 상대적으로 후진각에 비해 보다 많은 레이저 빔이 재료에 흡수되지만 후진각의 경우는 킥 끝단이 용접방향에 대해 반대 방향을 향하고 있으므로 전진각에서 얻을 수 있는 예열효과를 얻을 수 없기 때문이다. 비드폭은 틸팅각도 변화에 따라 큰 변화가 없었으며, 비드색은 모든 각도에서 은백색을 나타내었다. 레이저 빔 조사 시 레이저 전반사에 의한 레이저 광학계를 보호하기 위하여 광학계에 틸팅각도를 주는 것이 일반적이지만 본 실험에 사용된 순 티타늄은 레이저 빔에 대한 흡수율이 높으므로 레이저 빔 조사 시 전반사가 일어날 확률이 매우 낮다. 향후 원형 및 곡선구간의 용접을 할 경우에도 틸팅각도를 주게 되면 용접진행방향에 따라서 실드조건이 달라져 동일한 실드조건을 유지할 수가 없기 때문에 본 연구에서는 틸팅각도를 주지 않고 레이저 헤드를 수직으로 세워 용접을 실시하는 것이 적절하다고 판단된다.

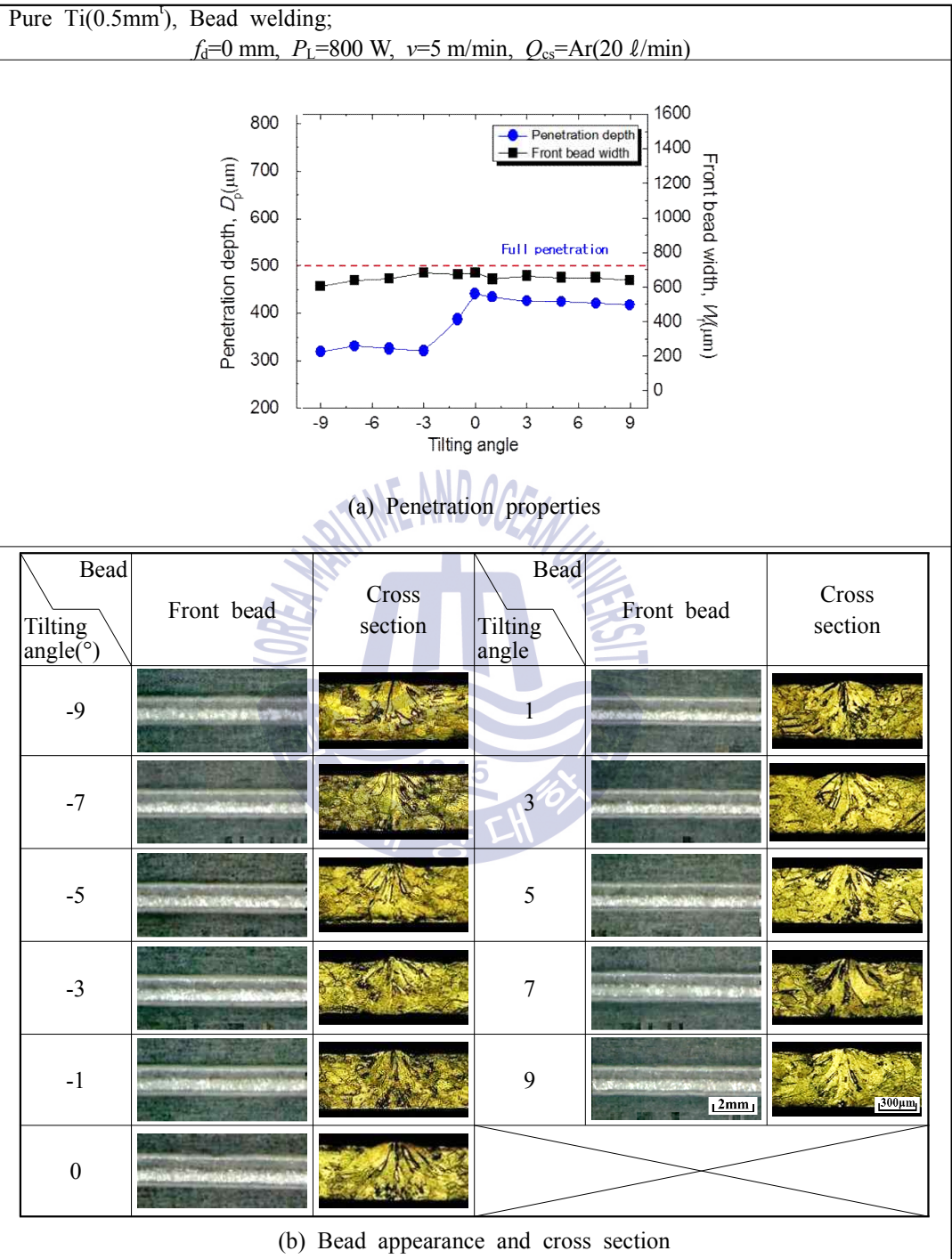


Fig. 4.3 Penetration properties and various bead shapes with tilting angle



## 4.2 실드가스 제어변수의 영향

### 4.2.1 실드가스 종류 및 유량변화

#### (1) 실드가스 종류에 따른 용입특성

순 티타늄은 산소, 질소 및 수소와 화학적으로 친화력이 강하기 때문에 용접 중 이를 기체와 반응하여 산화 및 질화에 대한 취성 영역을 형성한다. 따라서 적절한 실드가스를 사용하여 용접부를 보호하는 것이 중요하다.

적절한 실드가스의 종류를 선정하기 위하여 전면비드는 순도 99.99%의 일반 아르곤, 헬륨 및 질소와 순도 99.999%의 고순도 아르곤을 사용하여 실드하였으며 이면비드는 순도 99.99%의 일반 아르곤을 10 l/min 사용하여 실드하였다. 전면실드의 경우 유량을 25 l/min으로 동일하게 하여 실드가스 종류에 따른 영향을 평가하였다.

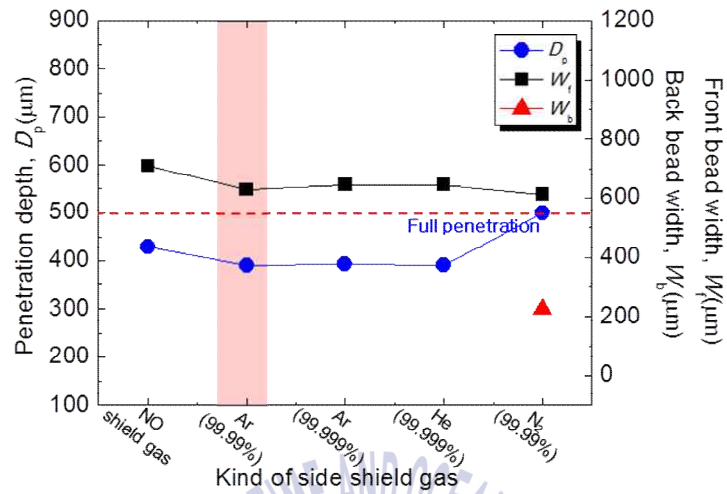
용접조건은 부분 용입이 되도록 선정하였으며, 용입특성 그래프와 전면비드, 이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.4에 나타낸다. 전면비드폭은 실드가스를 사용하지 않은 경우에 산화열로 인하여 가장 넓게 나타났으며, 아르곤과 헬륨을 사용한 경우 순도에 관계없이 비슷한 경향을 나타내었다. 아르곤을 실드가스로 사용한 경우 전면비드는 일반 아르곤과 고순도 아르곤 모두 은백색의 양호한 비드를 나타내었으며, 이면비드는 두 실드가스 모두 은백색의 비드로 비드폭 역시 큰 차이가 없었다. 순도 99.99%의 헬륨을 실드가스로 사용한 경우 일반 아르곤과 비슷한 은백색의 전면비드를 얻을 수 있었다. 질소를 실드가스로 사용한 경우에는 전면비드는 노란색의 조악한 비드를 나타내었으며, 이면비드는 은백색 비드를 나타내었다. 아르곤과 헬륨을 실드가스로 사용했을 경우와 달리 질소를 사용했을 경우 용입이 증가하여 완전 용입을 이루었으며, 횡단면 형상을 관찰해보면 좁고 깊은 용입이 나타나는 것을 확인할 수 있다. 이것은 용융부에 질소가 혼입됨에 따라 열전도율이 감소하여 레이저빔 흡수율이 증가하게 되며 따라서 레이저 빔 에너지가 집속되므로 키홀 용접형태가 나타난 것으로 판단된다.

따라서 고순도 아르곤, 일반 아르곤 및 헬륨을 실드가스로 사용하였을 경우 모두 은백색의 건전한 비드를 얻을 수 있었으므로 경제성을 고려하여 순도 99.99%의 일반 아르곤을 전면 실드가스로 사용하였다.



Pure Ti(0.5mm<sup>5</sup>), Bead welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=900$  W,  $v=11$  m/min,  $Q_{cs}=\text{Ar(Purity 99.99 \% )}$ ,  
 $\text{Ar(Purity 99.999 \% )}$ ,  $\text{He(Purity 99.99 \% )}$ ,  $\text{N}_2(\text{Purity 99.99 \% })$ ,  
 $Q_{bs}=\text{Ar(Purity 99.99 \% , 10 l/min)}$



(a) Penetration properties

Bead shield gas	Front bead	Back bead	Cross section
No shield gas			
Ar 25 l/min (99.99%)			
Ar 25 l/min (99.999%)			
He 25 l/min (99.99%)			
N <sub>2</sub> 25 l/min (99.99%)			

(b) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.4** Penetration properties and various bead shapes with kind of shield gas

## (2) 실드가스 유량에 따른 용접특성

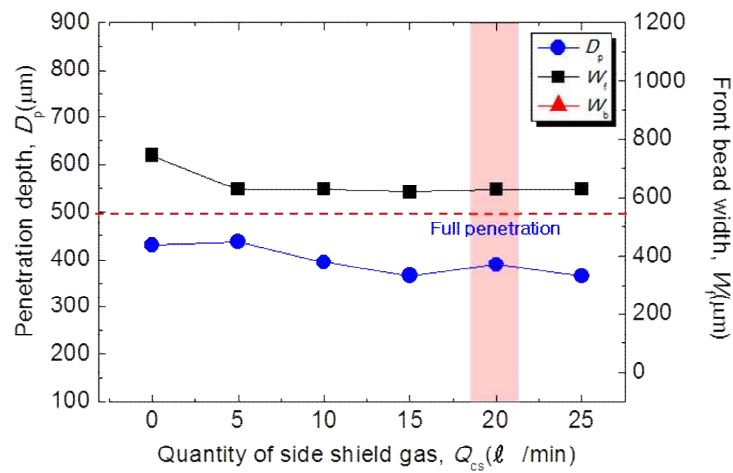
적절한 실드가스 유량을 선정하게 되면 용접부를 대기로부터 효율적으로 차폐하면서 경제적인 효과를 얻을 수 있으므로 전면실드에 순도 99.99 %의 일반 아르곤을 사용하여 실드가스 유량을 0~25 l/min까지 5 l/min단위로 변화시켰다.

실드가스 유량에 따른 용접특성 그래프와 전면비드, 이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.5에 나타낸다. 실드가스 유량이 0 l/min일 경우, 즉 실드가스를 사용하지 않은 경우에는 전면비드폭이 산화열로 인해 실드가스를 사용했을 경우보다 넓게 나타났으며, 실드가스를 사용한 경우에는 유량에 관계없이 전면비드폭이 비슷한 경향을 나타내었다. 전면비드를 살펴보면, 비드색은 실드가스를 사용하지 않았을 경우 회색을 나타내었으며 실드가스를 사용한 경우에는 은백색을 나타내었다. 비드형상은 유량 5~15 l/min까지 비드심이 불균일하고 부분적으로 험핑비드가 관찰되었지만 유량 20 l/min에서 전체적으로 미려한 비드형상이 관찰되었다. 유량 25 l/min일 때, 전면비드는 유량 20 l/min와 비슷한 은백색을 나타내었으며, 비드형상은 전체적으로 미려하였다.

따라서 유량 20 l/min와 25 l/min가 큰 차이가 없고 유량 20 l/min에서 비드색이 은백색을 띄고 양호한 비드형상을 나타내었기 때문에 향후 실험에서 순도 99.99 %의 일반 아르곤 20 l/min를 전면실드에 사용하였다.

Pure Ti(0.5mm<sup>5</sup>), Bead welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=10$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



(a) Penetration properties

$Q_{cs}(l/min)$	0	5	10
Bead			
Front bead			
Cross section			
$Q_{cs}(l/min)$	15	20	25
Bead			
Front bead			
Cross section			

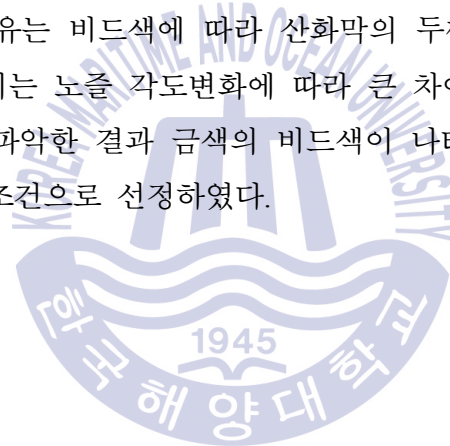
(b) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.5** Penetration properties and various bead shapes with flow rate of shield gas

#### 4.2.2 사이드 실드 노즐각도 변화

사이드 노즐각도( $\alpha$ )는 용접 시 발생하는 키흔과 재료내부 용액의 거동에 큰 영향을 미치는 요소이므로 노즐각도의 영향을 살펴보기 위해 지그와 간섭이 발생하지 않는 범위 내에서 노즐각도를 변화하여 용접을 시행하였다. 전면 실드가스는 아르곤 20  $\ell/\text{min}$ , 노즐끝단과 노즐 분사점까지의 거리( $d$ )는 10 mm, 레이저 조사점과 노즐 분사점까지의 거리( $\ell$ )는 10 mm로 고정하고 노즐각도를 15~60°까지 15°간격으로 변화시키면서 용입특성을 평가하였다.

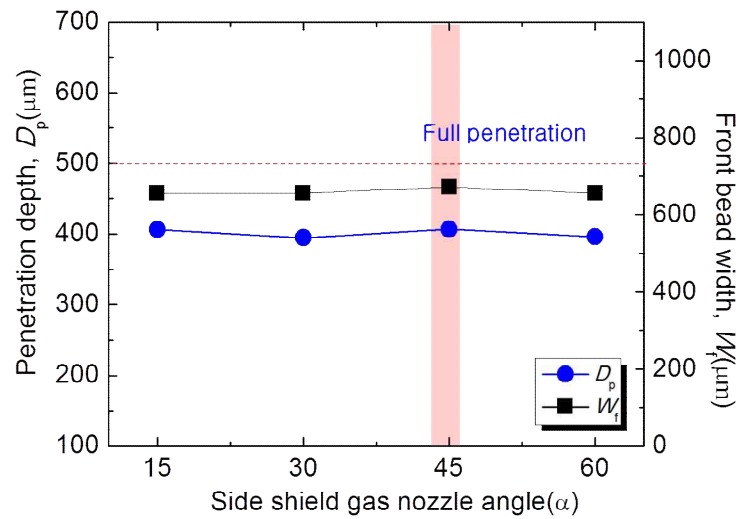
각각의 노즐각도에 따른 전면비드폭 및 용입깊이의 측정결과와 전면비드, 이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.6에 나타낸다. 전면비드를 살펴보면, 노즐각도 15, 30, 45, 60°에서 각각 청색+자색, 갈색+자색, 금색, 갈색의 비드색이 나타났으며, 각도 45°를 제외한 조건에서는 비드 표면의 조도가 불균일하고 험핑비드가 발생하며 비드형상이 불규칙하였다. 비드 표면의 조도가 불균일한 이유는 비드색에 따라 산화막의 두께가 달라지기 때문으로 생각된다. 전면비드폭과 용입깊이는 노즐 각도변화에 따라 큰 차이가 없었으며, 비드색을 통하여 산화정도를 간접적으로 파악한 결과 금색의 비드색이 나타난 노즐각도 45°가 가장 양호하다고 판단되어 최적의 조건으로 선정하였다.





Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=10$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



(a) Penetration properties

Angle(°)	Photo	Front bead	Cross section
15			
30			
45			
60			

(b) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.6** Penetration properties and various bead shapes with angle of side shield gas nozzle

### 4.2.3 사이드 실드 노즐거리 변화

#### (1) 사이드 노즐거리( $d$ )에 따른 용입특성

사이드 노즐끝단과 실드가스 분사지점까지의 거리인 노즐거리( $d$ )에 따른 용입특성을 평가하기 위하여 전면 실드가스는 아르곤 20 l/min, 노즐각도는 45°, 레이저 조사점과 실드가스 분사점까지의 거리( $\ell$ )는 10 mm로 설정하고, 노즐거리를 5~30 mm까지 5 mm간격으로 변화하였다.

Fig. 4.7에 각각의 노즐거리에 따른 용입특성과 전면비드, 이면비드 및 횡단면의 사진을 나타낸다. 전면비드를 살펴보면 5~10 mm일 때 은백색의 건전한 비드가 나타난 반면, 15 mm이상에서는 노즐거리가 증가함에 따라서 산화반응으로 인해 금색, 청색, 자색 및 청백색의 비드가 나타났으며, 점차적으로 험평비드가 심해짐을 볼 수 있다. 이것은 노즐거리가 증가함에 따라서 실드가스가 분산 되어 밀도가 감소하므로 용접부를 대기로부터 효과적으로 차폐하지 못하여 충분한 산화반응에 의한 영향으로 판단된다.

전면비드폭과 용입깊이는 노즐거리가 멀어질수록 산화열로 인하여 모두 증가하는 경향을 나타내었다. 산화가 진행됨에 따라서 용입이 증가하는 이유는 용액에 산소가 유입되면 고온부에서 표면장력이 증가하므로 용액의 대류방향이 가운데로 물리게 때문으로 생각된다. 이러한 결과로부터 사이드 노즐거리가 5~10 mm를 최적의 조건으로 선정하였다.

#### (2) 사이드 노즐거리( $\ell$ )에 따른 용입특성

레이저 조사점과 실드가스 분사지점까지의 거리인 노즐거리( $\ell$ )에 따른 용입특성을 평가하기 위하여 노즐거리를 -5~30 mm까지 5 mm간격으로 변화하였다. 노즐거리가 (-)의 경우에는 실드가스 분사지점이 레이저 조사점보다 앞쪽에 위치한다는 것을 의미한다. 다른 실드가스 변수는 아르곤 가스는 20 l/min, 노즐각도는 45°, 노즐끝단에서 레이저 조사점까지의 거리( $d$ )는 10 mm로 설정하였다.

각각의 노즐거리에 따른 용입특성 그래프와 전면비드, 이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.8에 나타낸다. 전면비드를 살펴보면 노즐거리가 -5 mm일 때 청백색의 비드가, 0~10 mm일 때 은백색의 건전한 비드가 나타났으며, 15 mm이상에서는 노즐거리가 증가함에 따라서 산화반응으로 인하여 금색, 갈색, 자색 및 흰노랑의 비드색과 조악한 비드형상이 나타났다. 티타늄은 온도가 증가할수록 산소 및 질소와의 반응성이 증가하므로 용접진행 방향 뒤편의 용접부가 냉각되기 전까지 대기로부터 보호하는 것이 중요하다. 노즐거리( $\ell$ )가 -5 mm일 경우, 레이저 빔 조사점보다 앞쪽에 실드가스가 분사되므로 고온의 용접부를 효



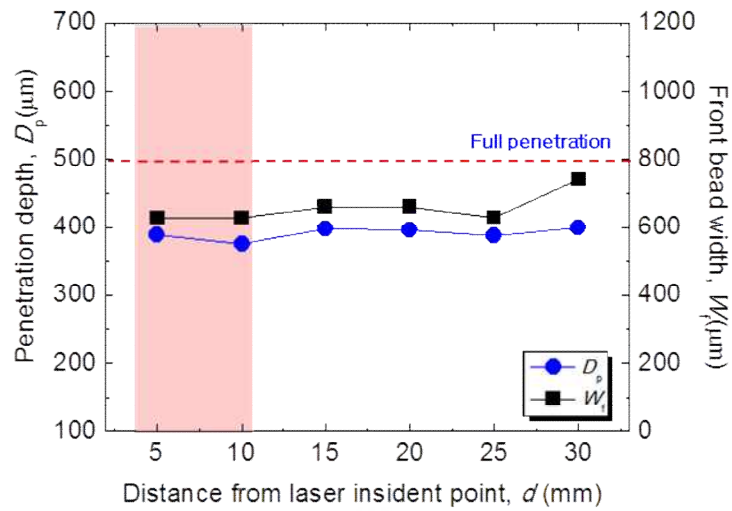
과적으로 보호할 수 없게 된다. 노즐거리( $\ell$ )가 15 mm 이상 일 경우에는 용접 방향 뒤편의 용접부에 실드가스가 공급되어 레이저 빔 조사점의 근접한 용접부를 보호하는데는 한계가 있기 때문에 용접부의 산화반응이 발생한다고 판단된다.

전면비드폭과 용입깊이는 노즐거리( $\ell$ )에 따라서 다소 증가하는 경향을 나타내었다. 횡단면을 관찰해보면 산화가 진행됨에 따라서 용접부 상부의 조직이 어둡게 나타나는 것을 볼 수 있으며 산화가 심해질수록 이 어두운 부분이 횡단면 상부에서 하부쪽으로 깊어지는 것을 볼 수 있다. 이것은 표면의 산화층을 나타내는 것으로 이에 대한 분석은 4.25절에서 좀 더 자세히 다루도록 하겠다. 이상의 결과로부터 레이저 조사점과 실드가스 분사점까지의 노즐거리는 은백색의 건전한 비드가 나타나는 0~10 mm를 최적의 조건으로 선정하였다.



Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=10$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



(a) Penetration properties

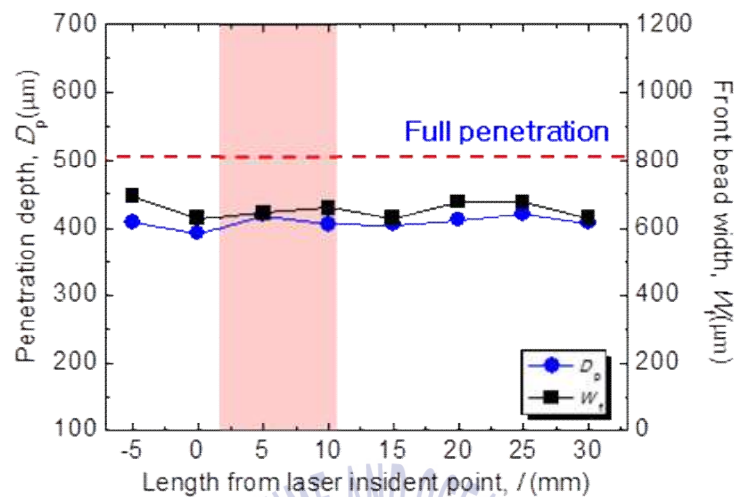
Distance( $d$ )	5 mm	10 mm	15 mm
Photo			
Front bead			
Cross section			
Distance( $d$ )	20 mm	25 mm	30 mm
Photo			
Front bead			
Cross section			

(b) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.7** Penetration properties and various bead shapes with distance of shield gas nozzle-lip and laser incident point using side shield gas nozzle

Pure Ti(0.5mm<sup>b</sup>), Bead welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=10$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



(a) Penetration properties

Length( $l$ ) Photo	-5 mm	0 mm	5 mm	10 mm
Front bead				
Cross section				
Length( $l$ ) Photo	15 mm	20 mm	25 mm	30 mm
Front bead				
Cross section				

(b) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.8** Penetration properties and various bead shapes with length of shielding zone and laser incident point using side shield gas nozzle

#### 4.2.4 동축 실드 노즐거리 변화

동축 실드가스 노즐을 사용할 경우 레이저 빔은 실드가스를 통과하여 재료에 조사되므로 재료증발에 의한 플라즈마뿐만 아니라 실드가스에 의한 플라즈마도 발생할 수 있다. 반면 사이드 노즐을 사용할 경우 측면에서 실드가스를 공급하기 때문에 레이저 빔 조사로 인해 발생하는 플라즈마를 옆으로 불어내는 역할을 한다. 따라서 레이저 용접 시 동축노즐을 사용할 경우에 발생하는 플라즈마가 많을 뿐만 아니라 플라즈마를 옆으로 불어주는 역할도 없기 때문에 동축노즐을 사용하는 것이 사이드노즐을 사용하는 것보다 플라즈마에 대한 영향을 더 많이 받는다.

동축노즐 끝단과 실드가스 분사지점까지의 거리( $d$ )는 용접부에 미치는 실드가스의 압력과 범위를 변화시키며, 거리가 가까운 경우에는 실드가스 압력이 높으나 범위가 좁은 반면 거리가 먼 경우에는 실드가스 압력은 낮으나 범위가 넓어진다. 따라서 실드가스의 압력 및 범위를 고려하여 용접부의 온도가 550 ℃이하로 하강 될 때까지 대기로부터 용접부를 보호하기 위해서는 적절한 거리선택이 필요하다.

동축 노즐끝단과 실드가스 분사지점까지의 거리인 노즐거리( $d$ )에 따른 용입특성을 평가하기 위하여 동축 노즐거리( $d$ )를 8~28 mm까지 4 mm간격으로 변화하였다. 8 mm미만은 광학계 헤드와 지그와의 간섭 때문에 실험이 불가하여 최소 노즐거리( $d$ )를 8 mm로 설정하였다. 실드가스로는 아르곤 20 l/min를 사용하였다.

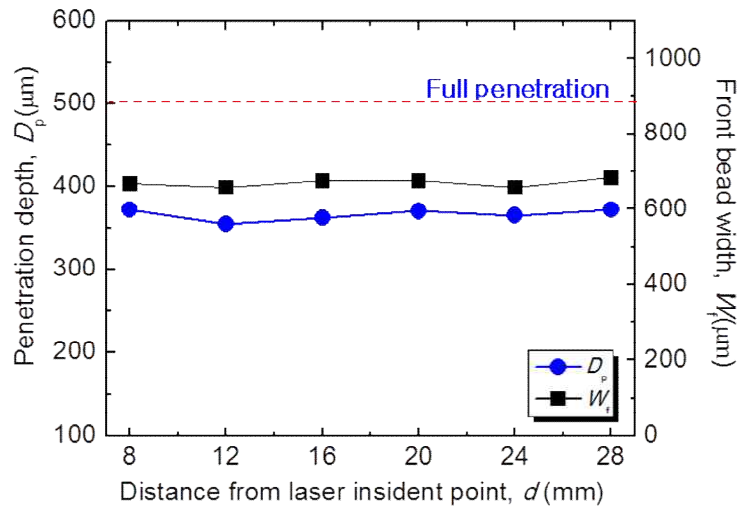
동축 노즐거리( $d$ ) 변화에 따른 용입특성 그래프와 전면비드, 이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.9에 나타낸다. 모든 조건에서 은백색의 건전한 비드가 얻어졌으며, 노즐거리( $d$ )가 증가함에도 산화반응이 발생하지 않기 때문에 전면비드폭 및 용입깊이는 큰 변화가 나타나지 않았다. 횡단면을 관찰한 결과 용접부 형상 또한 모든 조건에서 비슷하였다.

하지만 비드용접보다 더 높은 입열량이 요구되는 겹치기 용접 시에는 용접부의 냉각속도가 상대적으로 증가하기 때문에 동축 노즐거리가 짧을수록 실드에 유리하다고 판단되며, 이에 대한 검증을 이후의 겹치 용접특성에 증명하였다.



Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=10$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}= Ar(10$  l/min)



(a) Penetration properties

Distance( $d$ ) Photo	8 mm	12 mm	16 mm
Front bead			
Cross section			
Distance( $d$ ) Photo	20 mm	24 mm	28 mm
Front bead			
Cross section			

(b) Bead apperance and cross section

**Fig. 4.9** Penetration properties and various bead shapes with distance of shield gas nozzle-lip and laser incident point using coaxial gas nozzle

#### 4.2.5 비드색에 따른 용접부의 기계적인 특성과 미세조직

##### (1) 용접부의 경도분포

비드색에 따른 용접부의 경도특성을 Fig. 4.10과 Fig. 4.11에 나타낸다. 경도 시험 조건은 하중 100 g, 유지시간은 10초로 설정하였으며, 경도 시험은 비드표면 200  $\mu\text{m}$ 아래에서 100  $\mu\text{m}$ 간격으로 측정되었다. 측정 결과 모재의 경도값은 비커스 경도 110~120 Hv이며, 모든 용융부의 경도값이 모재의 경도값 보다 높게 나타났다. 각 비드색의 용융부 경도값을 비교한 결과 비드색이 은백색, 금색, 갈색, 갈색 및 청색인 경우 비커스 경도 140~150 Hv로 모재대비 1.3배 증가하였으며, 비드색이 자색, 흰노랑인 경우 250~260 Hv로 모재대비 2배이상, 비드색이 회색, 노란색인 경우 370~380 Hv로 모재대비 3배 이상으로 경도값이 크게 증가하였다.

비드색이 은백색~청색까지는 용융부의 경도값이 모재와 유사하여 취화되지 않은 건전한 용접부로 취급할 수 있다. 반면에 비드색이 자색~노란색은 용접부가 취화되어 경도값이 크게 상승하며 균열감수성이 높을 것으로 판단된다. 이러한 비드색에 따라서 경도분포의 차이가 발생하는 이유는 산화 또는 질화가 진행됨에 따라 산소, 질소가 용접부에 혼입되어 용접부의 성분분포 및 미세조직에 변화를 주었기 때문이다.



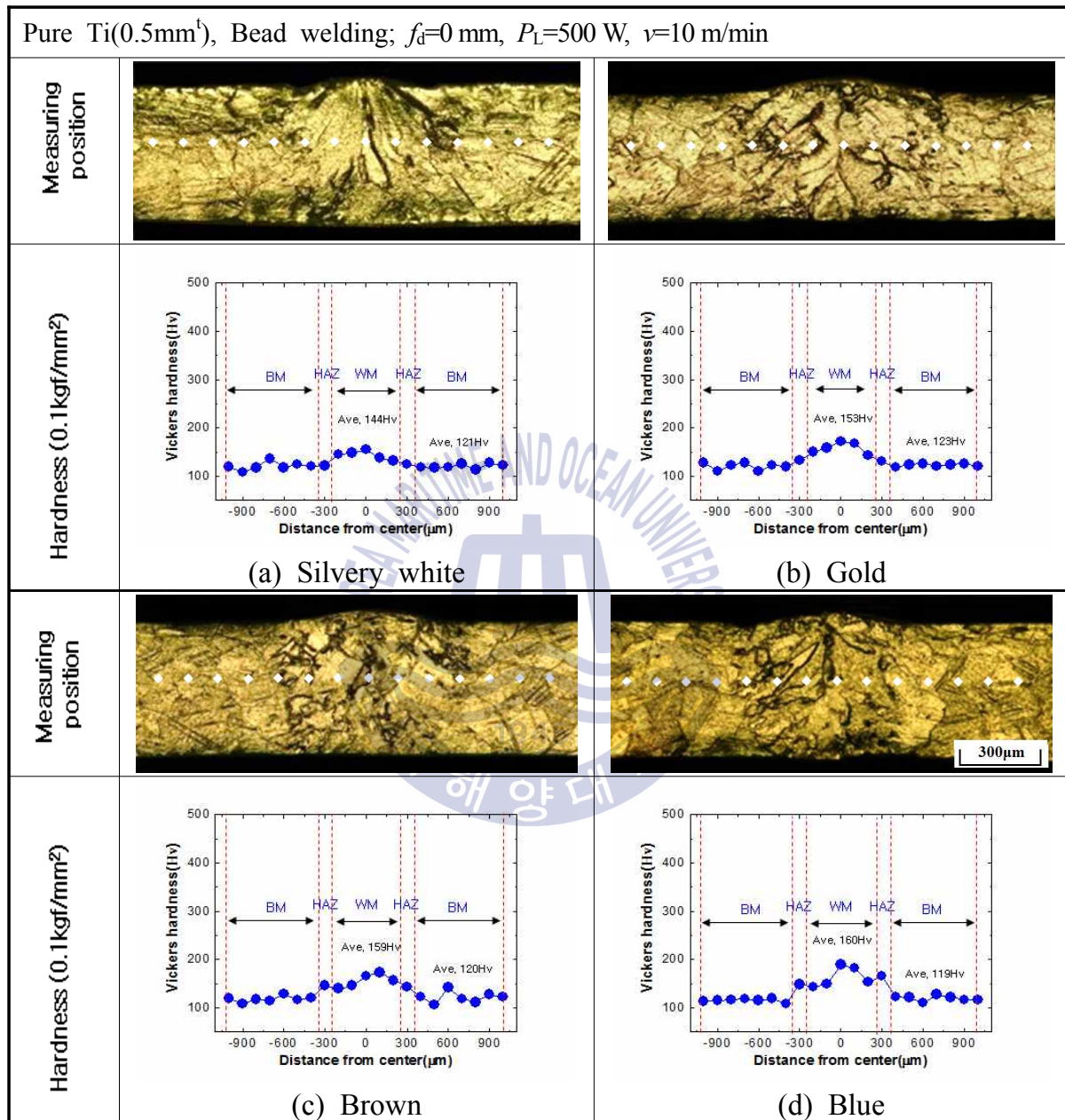


Fig. 4.10 Hardness distribution on the cross section with bead color

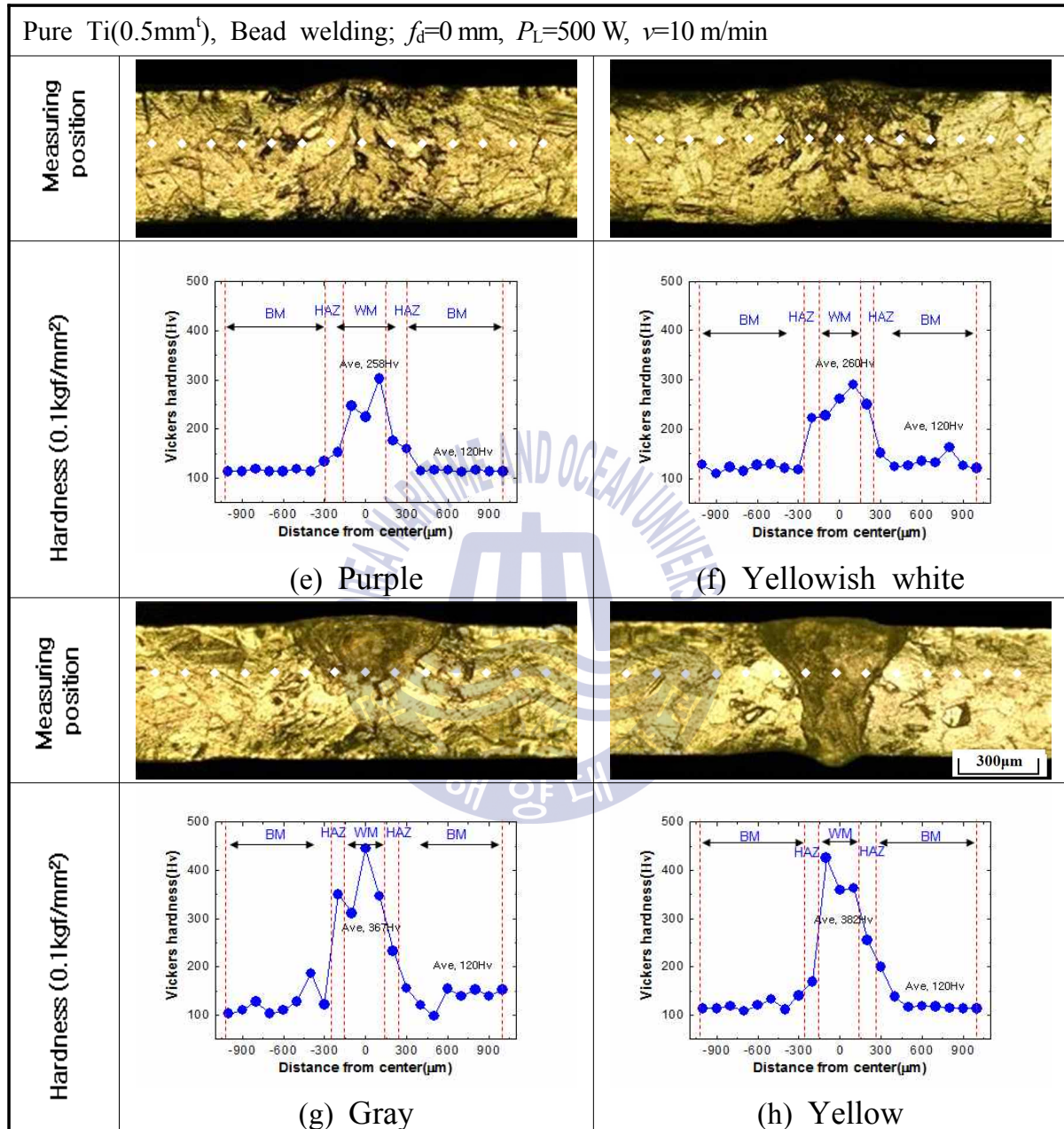
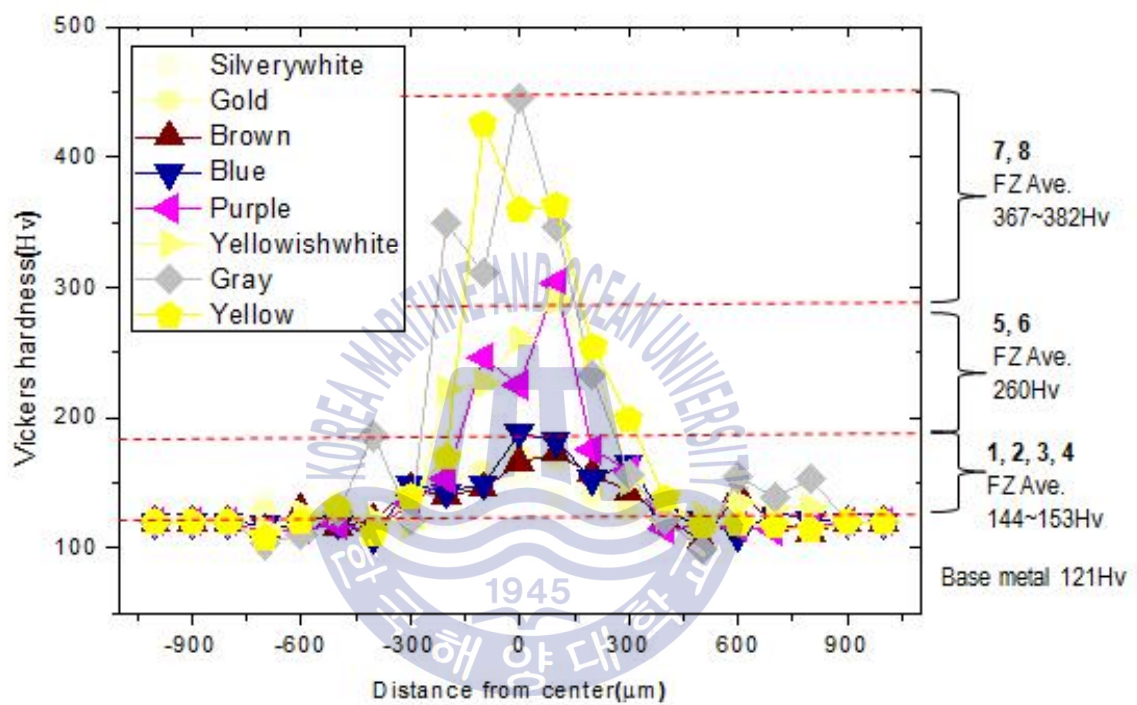


Fig. 4.10 To be continued



**Fig. 4.11** Comparison of hardness along cross section with bead color

## (2) 용접부의 미세조직

티타늄은 용접 중 발생하는 산화정도에 따라 비드색이 달라지며 이것은 비드표면에 수 nm~수십 nm의 산화층이 발생하여 빛의 산란을 일으키기 때문이다. 따라서 본 절에서는 광학 및 주사 현미경을 사용하여 비드색에 따른 용접부의 미세조직적 특징을 파악하였으며, EPMA와 EDS분석을 통해 용접부의 성분 분포 경향을 분석하였다.

분석에 사용된 비드색은 총 8가지이며, 동일한 입열량 조건에서 실드가스 종류, 노즐변수 등 실드조건을 다르게 하여 얻을 수 있었다. 은백색, 금색, 갈색, 청색, 자색 및 흰노랑은 아르곤 실드분위기에서, 회색은 대기분위기, 노란색의 경우는 질소 실드 분위기에서 각각 얻을 수 있었다. Fig. 4.12에 각 비드색에 따른 용접부의 광학현미경 확대 사진을 나타낸다. 비드색이 은백색, 금색, 갈색 및 청색에서는 조대한 주상정이 나타나며 미세조직적인 큰 차이가 나타나지 않았으나, 산화정도가 심해짐에 따라서 조대한 주상정의 크기가 다소 작아지는 경향이 나타났다. 용융부와 모재의 경계선이 불분명하였다.

비드색이 흰노랑, 회색 및 노란색일 경우, 용융부 조직의 색깔이 어둡게 관찰되었다. 비드색이 노란색일 경우 전형적인 키톨용접 형상의 용접부가 나타났으며 같은 입열량을 주었음에도 불구하고 흰노랑과 회색일 경우와 달리 관통용접되었다. 이러한 조직적인 특성은 용접부에 질소 원자가 침입하여 용융거동에 큰 영향을 주었기 때문이라고 판단된다.

Fig. 4.13에 비드색에 따른 용접부 상부의 SEM사진을 나타낸다. 은백색 및 금색 비드는 아르곤 실드분위기에서 적절하게 용접부를 실드한 경우이며, 회색과 노란색은 각각 대기분위기와 질소분위기에서 산화 또는 질화된 경우이다. SEM사진을 살펴본 결과, 은백색의 비드 표면과 달리 금색, 회색 및 노란색의 비드표면에서는 얇은 층이 관찰되었으며 덴드라이트 형상의 조직이 용융부 아래쪽으로 뻗어나가는 것을 관찰할 수 있다. 이는 용접부 상부에 산화 또는 질화로 인한 산화물 및 질화물로 판단된다. 이에 대해 EPMA분석을 실시하여 비드 표면의 성분을 분석하였다.

Fig. 4.14는 금색, 회색 및 노란색 비드의 용접부 상부 EPMA 맵핑결과를 나타낸다. 분석에 사용된 원소는 티타늄, 산소 및 질소 3종류이며, 빨간색에 가까울수록 성분함량이 많고 남색에 가까울수록 성분함량이 적음을 의미한다. 티타늄 성분은 상부 표면에 가까울수록 점점 감소하는 반면 산소와 질소는 상부 표면에서 다량 검출되었다. 검출된 산소와 질소의 양을 비교해보면 회색비드의 경우 대기중에는 산소보다 질소가 4배가량 많음에도 불구하고 비드표면에서 질소보다 산소 함량이 더 높았다. 이것은 티타늄이 질소보다 산소와의 반응성이 높기 때문으로 판단된다.



용접부의 성분분포를 파악하기 위하여 EDS 점 분석 및 맵핑을 실시하였다. Fig. 4.15에 각 비드색에 따른 용접부 상부의 점 분석결과를 나타낸다. 점분석은 용접부 상부의 10개 점을 측정하여 평균값을 취하였다. 분석에 사용된 원소는 EPMA와 마찬가지로 티타늄, 질소 및 산소 3종류이며, 그래프와 표에 각각의 평균값과 최대/최소값을 나타내었다. 아르곤 실드 분위기에서 은백색, 금색, 갈색, 청색, 자색 및 흰노랑으로 갈수록 티타늄 함량은 감소하였으며, 질소 및 산소의 함량은 증가하는 경향을 나타내었다. 대기분위기에서 용접한 회색비드에서 산소량이 가장 높게 나타났으며, 질소분위기인 노란색비드에서 질소량이 가장 많았다. 대기분위기인 회색비드의 경우 대기 중 질소가 산소보다 약 4배 정도로 많음에도 불구하고 용접부에서는 산소량이 질소량보다 높게 나타났다. 이 결과는 EPMA 맵핑 결과와 같으며, 티타늄이 질소보다 산소와의 화학적 친화력이 높기 때문으로 판단된다<sup>31)</sup>.

Fig. 4.16에 각각 금색, 회색 및 노란색 비드의 횡단면 EDS 맵핑 결과를 나타낸다. 금색 비드의 경우 횡단면 상부 표면에서만 산소와 질소함량이 높게 나타난 반면, 회색 비드의 경우에는 상부 표면뿐 아니라 횡단면 중간지점까지 산소와 질소함량이 높게 나타났다. 노란색 비드의 경우에는 티타늄 함량이 용융부 안쪽보다 바깥쪽 부근에서 상대적으로 적게 분포되어 있었으며, 이 바깥 부분에 산소가 많이 분포되어 있는 것을 알 수 있었다. 용융부 바깥쪽에 산소가 많이 분포되어 있는 것으로 보아, 고온의 용접부에 유입된 산소는 표면장력에 의해 용융부 바깥쪽으로 물리게 되고, 중력에 의해 용융부 아래방향으로 퍼지게 된 것으로 판단된다.

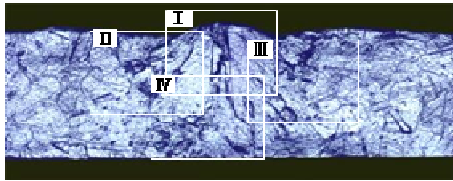
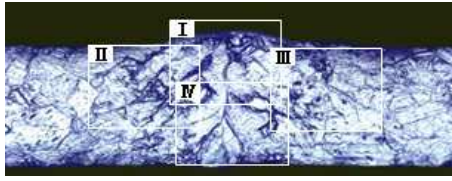
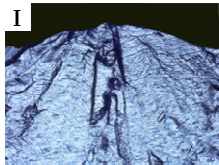
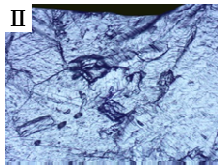
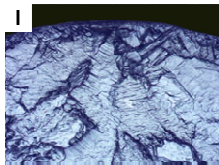
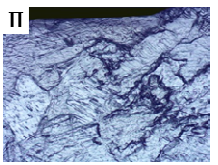
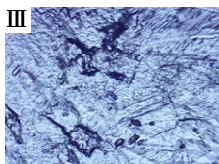
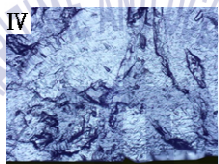
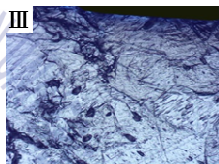
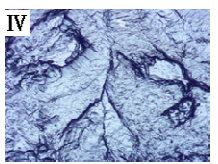
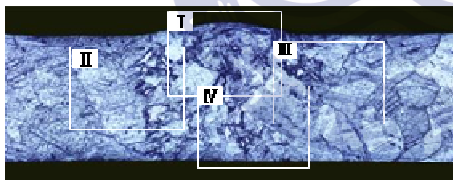
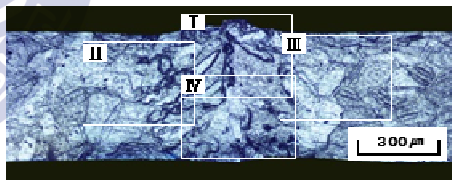
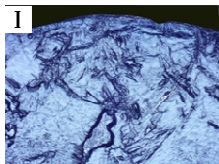
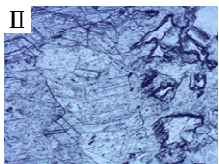
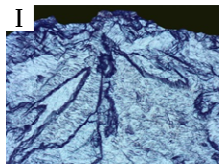
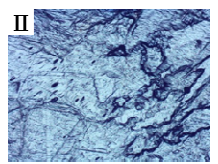
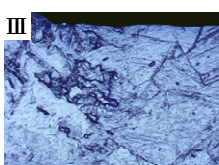
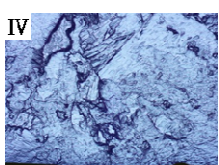
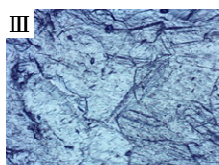
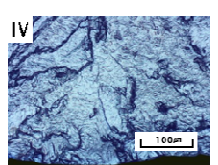
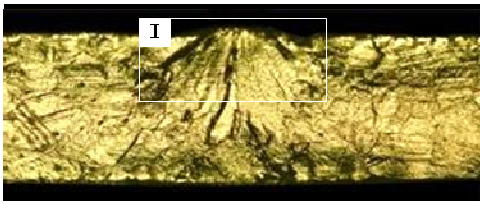
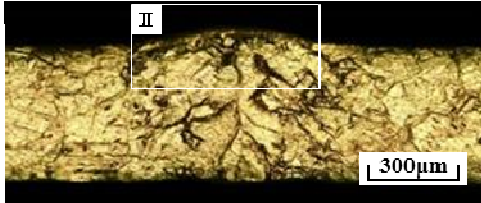
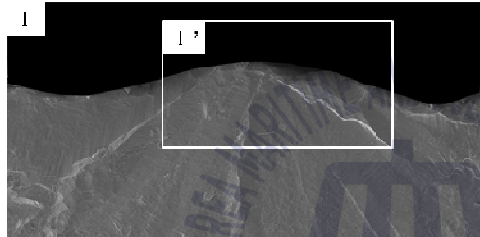
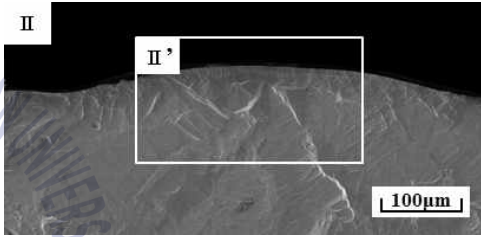
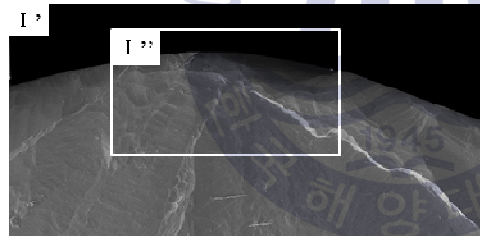
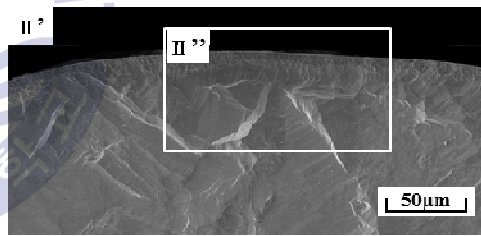
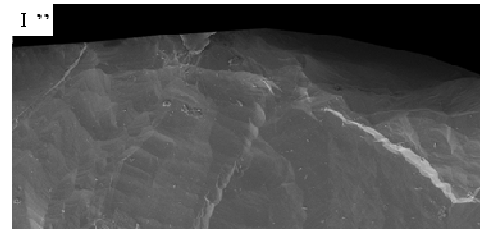
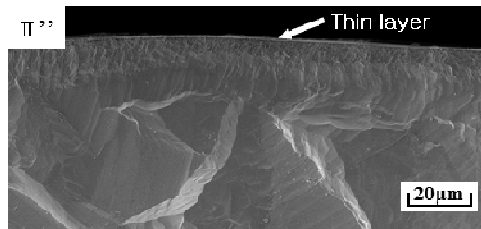
Pure Ti(0.5mm <sup>l</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $v=10$ m/min		
Bead color Photo	(a) Silvery white	(b) Gold
OM ( $\times 100$ )		
OM ( $\times 200$ )	 	 
	 	 
Bead color Photo	(c) Brown	(d) Blue
OM ( $\times 100$ )		
OM ( $\times 200$ )	 	 
	 	 

Fig. 4.12 Cross section observed by OM with bead color



Pure Ti(0.5mm <sup>l</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $v=10$ m/min		
Bead color Photo	(e) Purple	(f) Yellowish white
OM ( $\times 100$ )		
OM ( $\times 200$ )		
Bead color Photo	(g) Gray	(h) Yellow
OM ( $\times 100$ )		
OM ( $\times 200$ )		

**Fig. 4.12** To be continued

Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $v=10$ m/min		
Bead color Photo	(a) Silvery white	(b) Gold
OM image ( $\times 100$ )		
SEM image ( $\times 500$ )		
SEM image ( $\times 1000$ )		
SEM image ( $\times 2000$ )		

**Fig. 4.13** OM and SEM images of near top surface zone with bead color

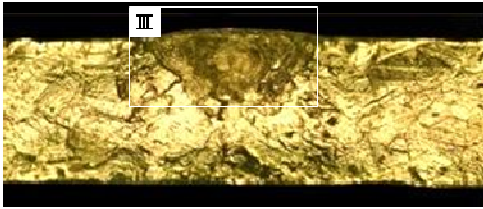
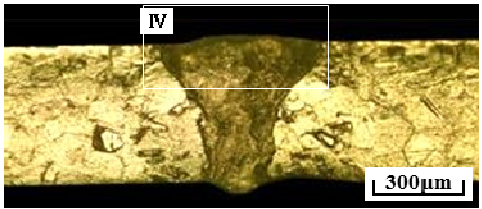
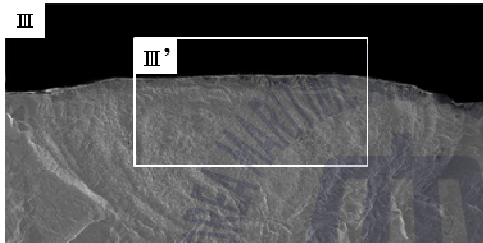
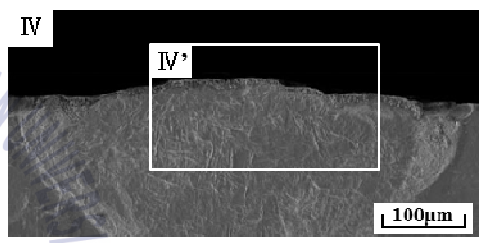
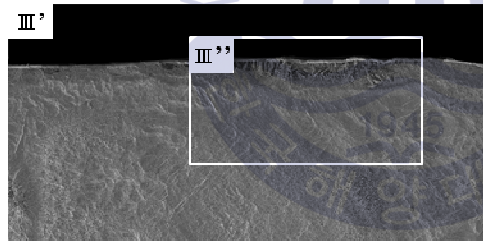
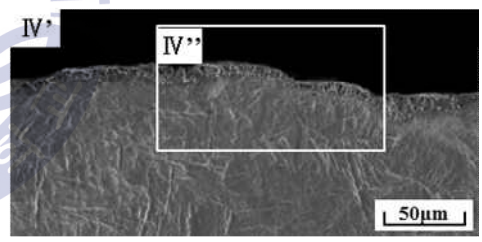
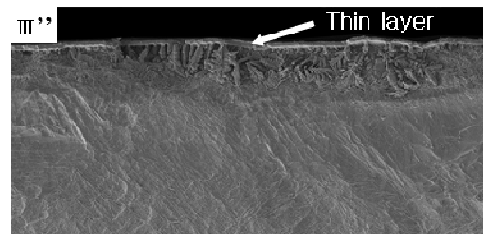
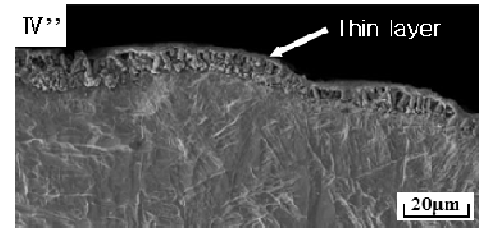
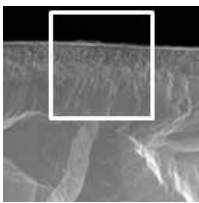
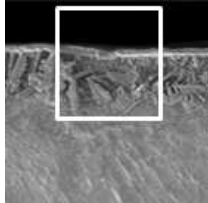
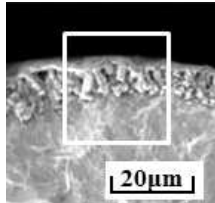
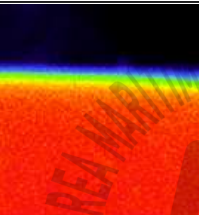
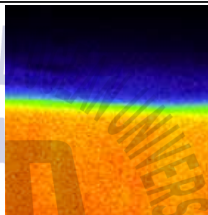
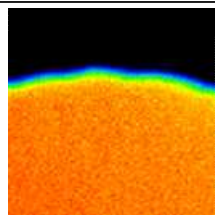
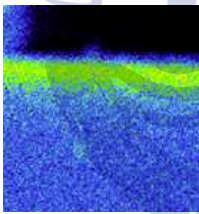
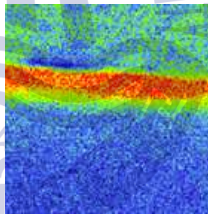
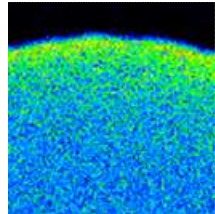
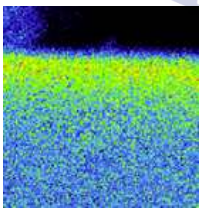
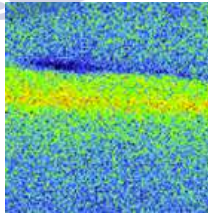
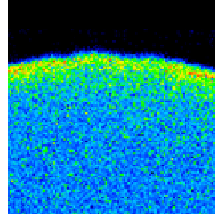
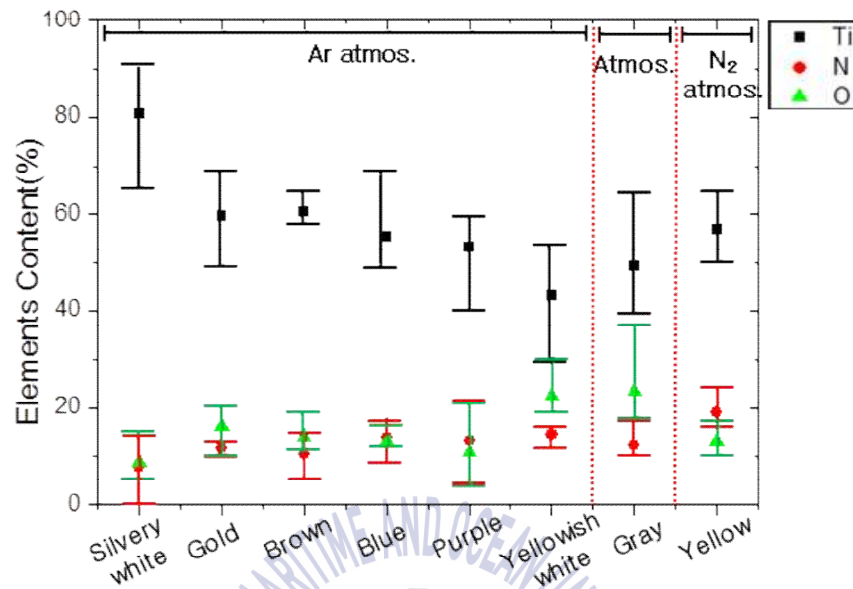
Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $v=10$ m/min		
Bead color Photo	(c) Gray	(d) Yellow
OM ( $\times 100$ )		
SEM ( $\times 500$ )		
SEM ( $\times 1000$ )		
SEM ( $\times 2000$ )		

Fig. 4.13 To be continued



Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $v=10$ m/min			
Bead color	Gold	Gray	Yellow
Photo			
SEM ( $\times 2000$ )			
Ti			
O			
N			

**Fig. 4.14** Results of EPMA on cross section with bead color

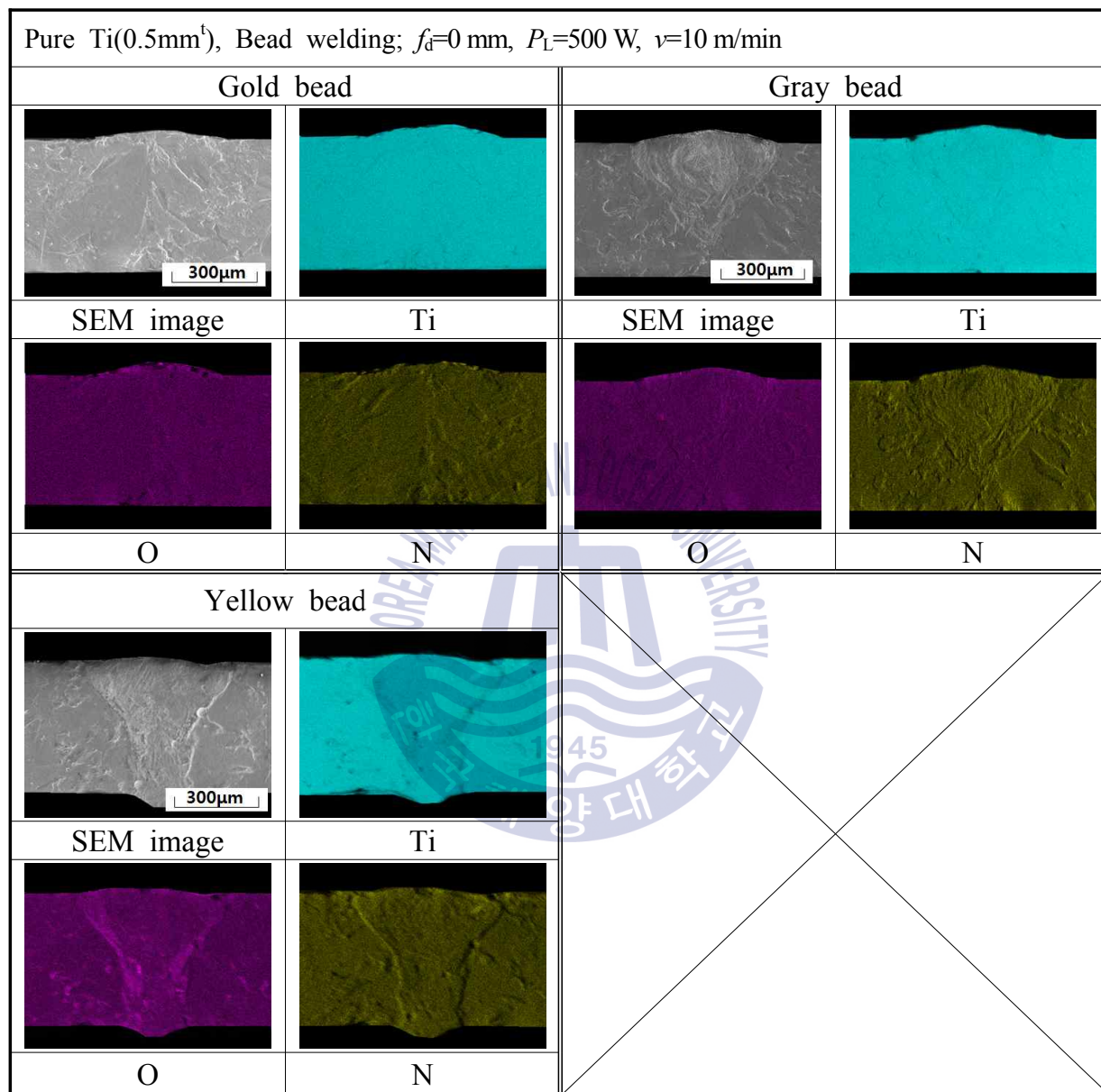


(a) Graph of EDS analysis

Element content (At %)		Ti			N			O		
Atmos.	Bead color	Ave.	Max.	Min.	Ave.	Max.	Min.	Ave.	Max.	Min.
Ar	Silvery white	80.6	90	60	7.7	14	5	8.6	15	5
	Gold	59.3	69	50	11.3	12	11	16	22	10
	Brown	60.4	64	57	10.5	15	6	14.6	18	11
	Blue	55.5	69	46	13.7	16	11	13.4	15	12
	Purple	53.2	58	31	14.3	15	4	10.8	21	3
	Yellowish white	43.2	56	31	14.3	15	14	22.4	28	17
atmos.	Gray	41	64	39	12.2	17	11	23.5	37	17
N <sub>2</sub>	Yellow	57	64	52	19.7	22	15	13.2	16	10

(b) Results of EDS analysis

**Fig. 4.15** Results of EDS spot analysis on cross section with bead color



**Fig. 4.16** Results of EDS mapping analysis on cross section with bead color



## 4.3 용접 형상인자가 용입에 미치는 영향

### 4.3.1 비드 용접

두께 0.5 mm판 1장에 대하여 레이저 출력 및 용접속도가 미치는 용입특성을 연구하였다. 비드 용접에서의 레이저 출력 및 용접속도에 관한 연구자료는 향후 겹치기(lap welding), 맞대기 용접(butt welding) 시 적절한 레이저 출력 및 용접속도를 선정하기 위한 기초자료로 사용될 수 있다. 레이저 초점위치에서 사이드 실드 노즐을 사용하여 용접부를 실드하였으며 레이저 출력은 500 W~1.7 kW까지 200 W간격으로 변화하고, 각 출력별로 용접속도를 1 m/min간격으로 변화하여 실험을 진행하였다. 레이저 출력은 1 kW이하와 1 kW 이상으로 나누어서 각각 출력 별 용접속도에 따른 용입특성을 비교하였다.

#### (1) 레이저 출력 1 kW 이하

레이저 출력 500 W일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.17(a)에 나타낸다. 모든 조건에서 은백색의 비드를 얻을 수 있었으며 속도 7~9 m/min에서 관통용접이 이루어지고 10 m/min이상에서 부분 용입되었다. 속도 7~8 m/min에서 안정적인 이면비드를 얻을 수 있었다.

레이저 출력 700 W일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.17(b)에 나타낸다. 전면비드를 살펴보면 용접속도 8~9 m/min에서 금색의 비드가 나타났으며 속도 10 m/min이상일 때, 은백색의 비드를 얻을 수 있었다. 동일한 레이저 출력과 실드조건에서 비드색이 달라지는 이유는 용접속도에 따른 입열량 차이로 설명할 수 있다. 티타늄과 산소와의 반응성은 온도가 증가함에 따라 증가한다. 용접속도가 느릴 때 입열량이 상대적으로 많으므로 용접부의 온도가 느리게 냉각되며 이때 대기와 반응하기 쉽다. 반대로 용접속도가 빠를 경우 입열량 상대적으로 적기때문에 용접부의 온도가 빠르게 냉각되어 대기와 반응이 어렵다. 용입특성을 살펴보면 용접속도 8~11 m/min에서 관통용접이 이루어졌고, 12 m/min이상에서는 부분용입되었다. 또한 속도 10~11 m/min에서 안정적인 용접부를 얻을 수 있었다.

레이저 출력 900 W일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.17(c)에 나타낸다. 전면비드를 살펴보면 모든 용접속도 조건에서 금색의 비드가 나타났으며 속도 9~12 m/min까지 완전용입이 이루어졌고 그 이상에 속도에서는 부분용입되었다. 속도가 증가함에 따라 전면비드폭은 크게 감소하지 않았으나 이면비드

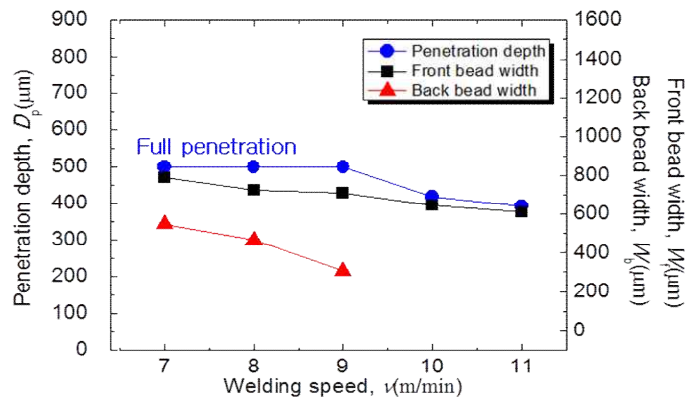
폭은 관통용접 임계속도인 12 m/min에서 큰 폭으로 감소하였다. 횡단면을 살펴보면 용접속도가 증가할수록 횡단면의 수직선에 대한 조직의 성장각도가 작아지며 이것은 용접속도가 증가함에 따라 냉각속도가 빨라지기 때문으로 생각된다.

각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.18에 나타낸다. 전면 비드색은 500 W에서 은백색을 나타내었으나 출력이 증가함에 따라 입열량이 증가하여 900 W에서는 금색이 나타났다. 각각의 출력에 대하여 용접속도 구간이 겹치는 속도 9~11 m/min의 횡단면 사진을 살펴보면 출력이 증가함에 따라 냉각속도가 감소하여 횡단면의 수직선에 대한 조직의 성장각도가 커지는 것을 볼 수 있다.

각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 전면 및 이면 비드폭, 용입깊이를 Fig. 4.19에 나타낸다. 각 출력에 대하여 전면비드폭은 용접속도가 증가함에 따라 서서히 감소하였으나, 이면비드폭은 완전용입이 이루어지는 임계속도에서 큰 폭으로 감소하였다. 각 출력에 대하여 완전용입되는 임계속도는 출력 500 W일 때 9 m/min, 700 W는 11 m/min, 900 W는 12 m/min이었으며, 출력이 증가함에 따라 입열량이 증가함으로 완전용입을 이루는 임계속도가 증가하였다.



Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



( i ) Penetration properties

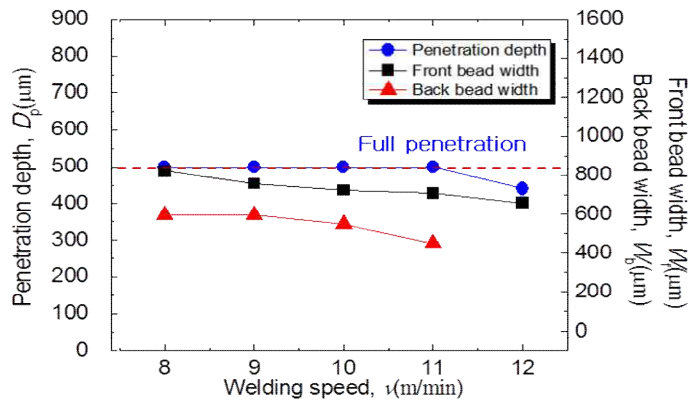
Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
7			
8			
9			
10			
11			

( ii ) Bead appearance and cross section

(a)  $P=500$  W

**Fig. 4.17** Penetration properties and various bead shapes with laser power in bead welding

Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=700$  W,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



( i ) Penetration properties

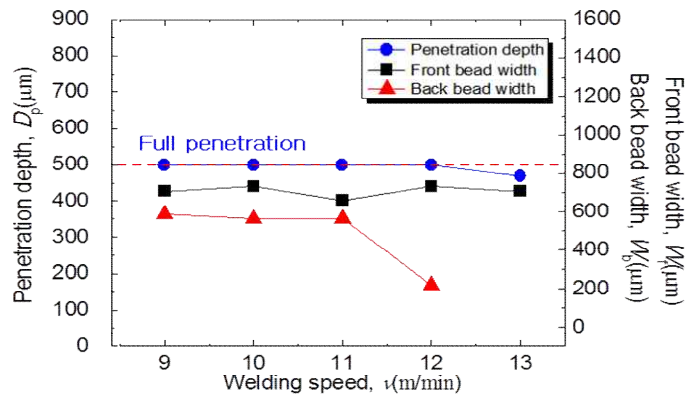
Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
8			
9			
10			
11			
12			

( ii ) Bead appearance and cross section



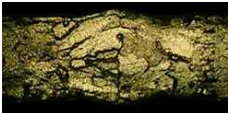





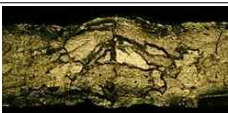



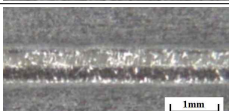



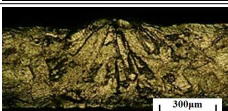

(b)  $P=700$  W

**Fig. 4.17** To be continued

Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=900$  W,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



( i ) Penetration properties




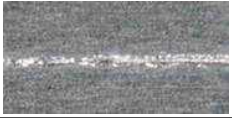
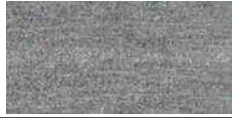
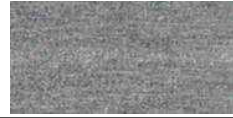



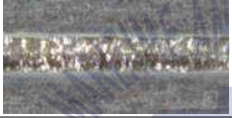






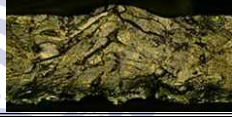






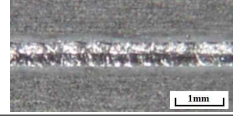



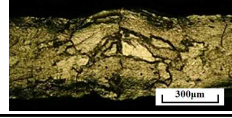

Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
9			
10			
11			
12			
13	 	 	 

( ii ) Bead appearance and cross section

(c)  $P=900$  W

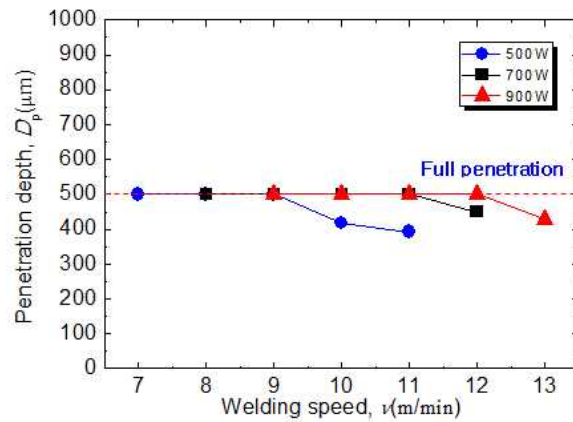
**Fig. 4.17** To be continued



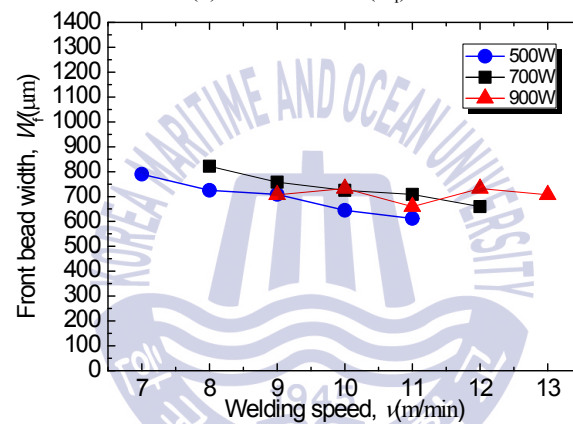
Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)						
$P_L(W)$		$v(m/min)$	9	10	11	
500	Front bead					
	Back bead					
	Cross section					
700	Front bead					
	Back bead					
	Cross section					
900	Front bead					
	Back bead					
	Cross section					

**Fig. 4.18** Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in bead welding

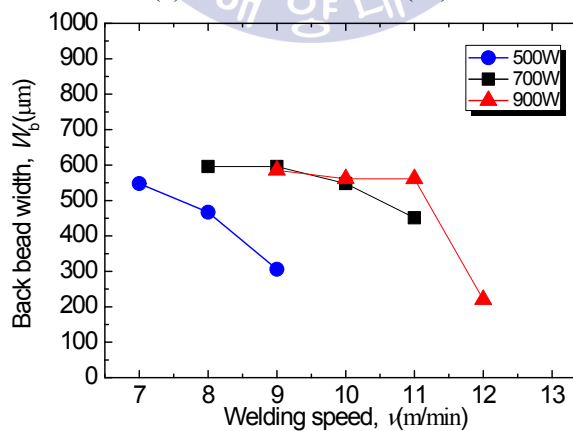




(a) Penetration ( $D_p$ )



(b) Front bead width ( $W_f$ )



(c) Back bead width ( $W_b$ )

**Fig. 4.19** Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in bead welding

## (2) 레이저 출력 1kW 이상

레이저 출력 1.1 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.20(a)에 나타낸다. 속도 13~15 m/min에서 양호한 전면 및 이면비드를 얻을 수 있었으며 17 m/min이상에서 부분 용입되었다. 모든 용접속도에서 금색의 전면비드를 얻을 수 있었으며 용접속도가 증가함에 따라 전면비드폭은 큰 변화가 없었으나 이면비드폭은 점진적으로 감소하였다.

레이저 출력 1.3 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.20(b)에 나타낸다. 속도 15~16 m/min에서는 비교적 양호한 전면 및 이면비드를 얻을 수 있었으나 속도 17~18 m/min에서 용접부 상부에 언더컷이 발생하였다. 용접부 하부에 용융금속이 흘러내려 응고된 것으로 보아 용융금속이 아래쪽으로 흘러내려 용융선 부분을 채우지 못했기 때문으로 판단된다. 언더컷은 모재와 용융금속의 경계면에 용접선 방향으로 용융금속이 채워지지 않은 홈을 말하며 언더컷이 발생된 부분에서 단면적의 감소와 응력이 집중될 가능성이 높다. 레이저 출력 1.1 kW와 마찬가지로 용접속도가 증가함에 따라 전면비드폭은 큰 변화가 없었으나 이면비드폭은 용접속도 17~19 m/min에서 크게 감소하였다.

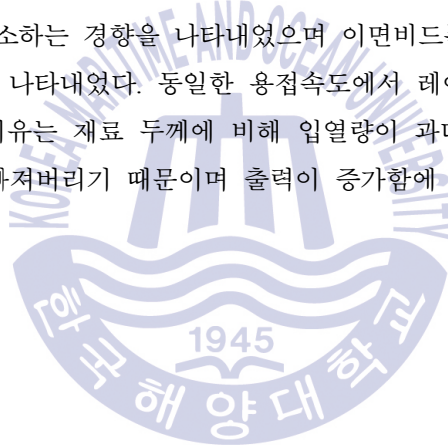
레이저 출력 1.5 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.20(c)에 나타낸다. 모든 속도조건에서 불안정한 전면 및 이면비드가 나타났으며, 속도 16~19 m/min에서 이면비드폭이 전면비드폭보다 넓거나 비슷하게 나타났다. 속도 19~20 m/min에서 이면비드에 험핑비드가 발생하였다. 험핑비드 결함은 완전용입이 이루어지는 임계조건에서 발생하며, 레이저 출력을 증가시키거나 용접속도를 감소시킴으로써 억제할 수 있다.

레이저 출력 1.7 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.20(d)에 나타낸다. 출력 1.5 kW와 마찬가지로 모든 속도조건에서 불안정한 전면 및 이면비드가 나타났으며, 속도 17~21 m/min에서 이면비드폭이 전면비드폭보다 넓거나 비슷하게 나타났다. 출력 1.5 kW와 마찬가지로 이면비드폭이 전면비드폭보다 넓게 나타난 이유는 재료 두께에 비하여 가해지는 입열량이 과다하기 때문으로 판단된다. 속도 19~21 m/min에서 용접부 상부의 덧살높이가 그 이하의 속도보다 높아졌다. 또한 용접부 상부와 하부에서 각각 심한 언더컷과 언더필이 발생하였다.

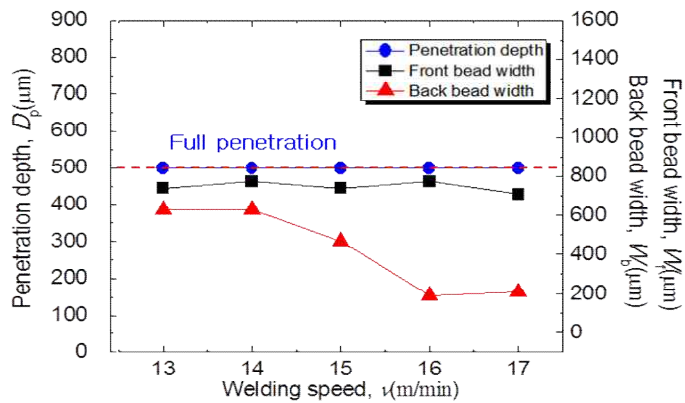
용접속도가 17 m/min일 때, 각각의 레이저 출력에 따른 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.21에 나타낸다. 모든 출력 조건에서 전면 비드색은 금색이 나타났다. 전면 및

이면 비드의 형상을 살펴보면 출력 1.1 kW에서 부분용입되었으나 1.1 kW이상의 출력에서는 완전관통용접되었다. 출력 1.3 kW에서 상부에 언더컷이 발생하였으며 이것은 용융금속이 아래쪽으로 흘러내려 응고되어 상부의 용융선 부분을 채우지 못했기 때문으로 판단된다. 용융금속이 아래쪽으로 흘러내렸기 때문에 하부 덧살 높이가 증가한 것을 횡단면 사진에서 관찰할 수 있다. 출력을 1.5 kW이상으로 증가한 경우에 상부에 발생했던 언더컷이 억제된 것을 횡단면 사진에서 관찰할 수 있다. 이것은 출력이 증가함에 따라 입열량이 증가하여 용융금속을 많이 녹이므로 언더컷부분을 채워주었기 때문으로 생각된다.

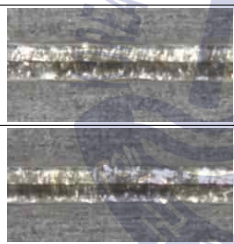
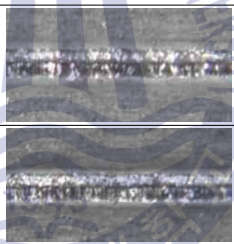
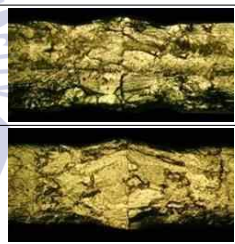
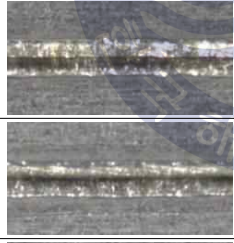
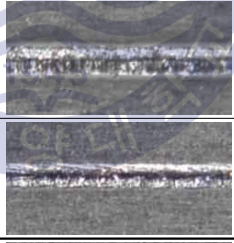
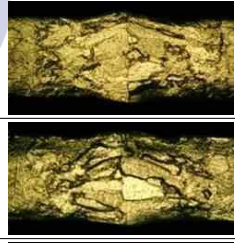
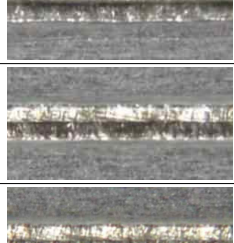
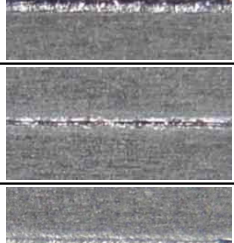
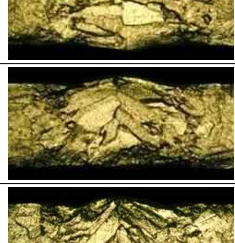
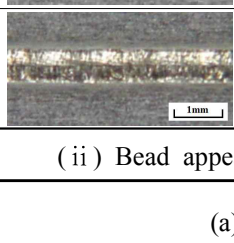
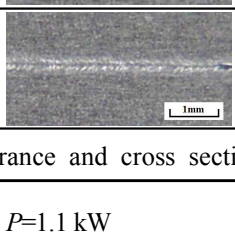
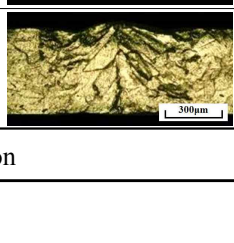
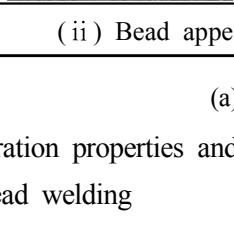
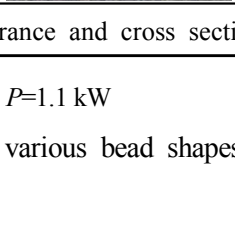
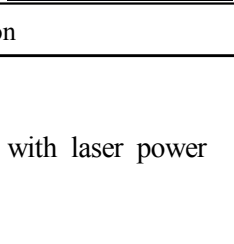
각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 용입깊이, 전면 및 이면 비드폭을 비교하여 Fig. 4.22에 나타낸다. 모든 출력조건에서 전면 및 이면비드폭은 용접 속도가 증가함에 따라 감소하는 전형적인 경향이 나타났으며 속도 증가에 따른 비드폭감소는 전면비드폭보다 이면비드폭이 더 크게 나타났다. 용접속도가 17 m/min일 때, 전면비드폭은 레이저 출력이 증가함에 따라 감소하는 경향을 나타내었으며 이면비드폭은 레이저 출력이 증가함에 따라 증가하는 경향을 나타내었다. 동일한 용접속도에서 레이저 출력이 증가함에 따라 이면비드폭이 증가하는 이유는 재료 두께에 비해 입열량이 과다하여 에너지가 재료에 영향을 주기 전에 밑으로 빠져버리기 때문이며 출력이 증가함에 따라 이 현상은 더욱 현저하게 나타났다.



Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=1.1$  kW,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



( i ) Penetration properties

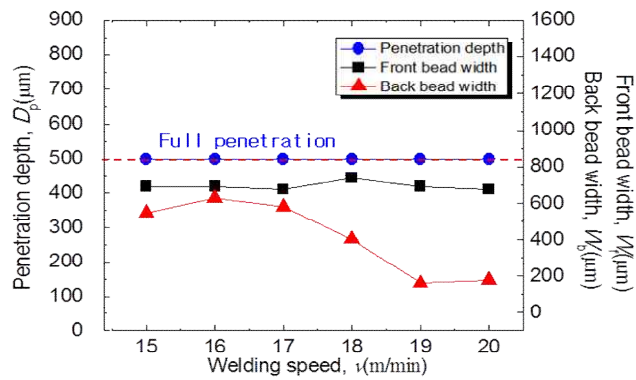
Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
13			
14			
15			
16			
17			

( ii ) Bead appearance and cross section

(a)  $P=1.1$  kW

**Fig. 4.20** Penetration properties and various bead shapes with laser power in bead welding

Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=1.3$  kW,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



( i ) Penetration properties

Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
15			
16			
17			
18			
19			
20			

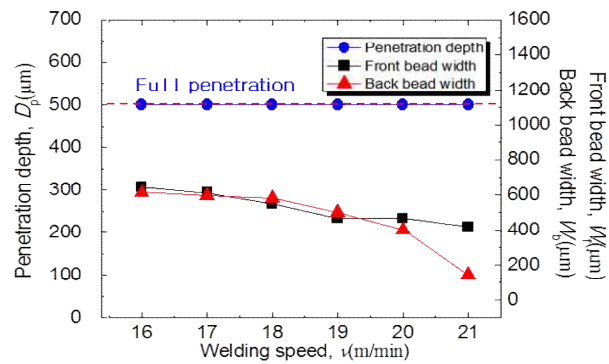
( ii ) Bead appearance and cross section

(b)  $P=1.3$  kW

**Fig. 4.20** To be continued



Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=1.5$  kW,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



( i ) Penetration properties

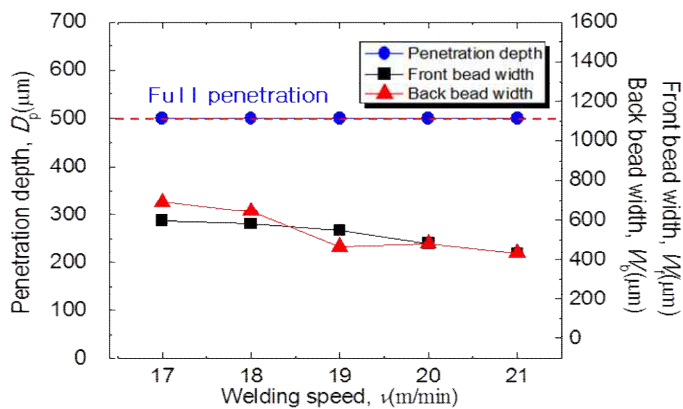
Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
16			
17			
18			
19			
20			
21			

( ii ) Bead appearance and cross section

(c)  $P=1.5$  kW

**Fig. 4.20** To be continued

Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Bead welding;  $f_d=0$  mm,  $P_L=1.7$  kW,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)







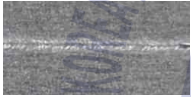


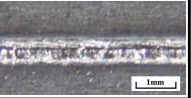
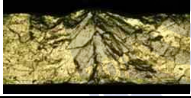

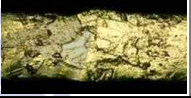
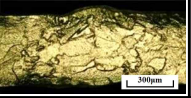
(i) Penetration properties

Bead $v$ (m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
17			
18			
19			
20			
21			

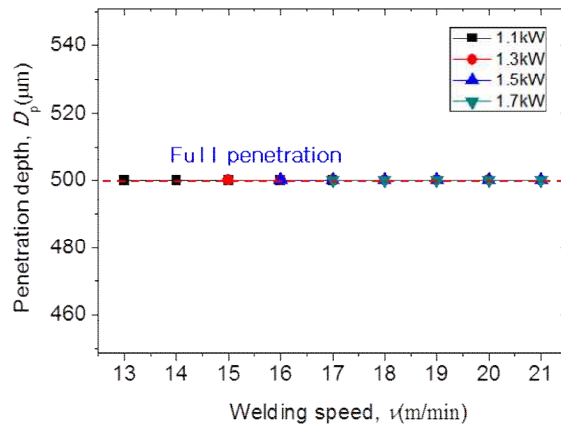
(ii) Bead appearance and cross section

(d)  $P=1.7$  kW

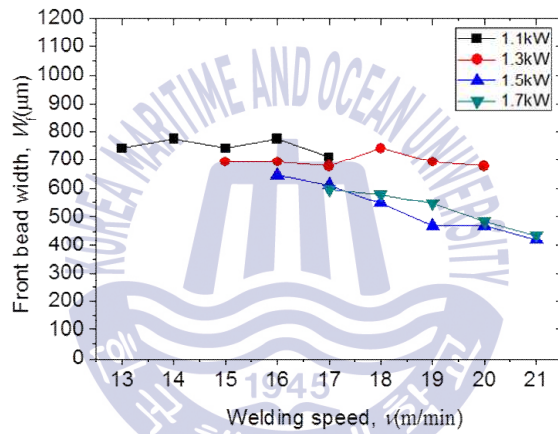
**Fig. 4.20** To be continued

Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Bead welding; $f_d=0$ mm, $v=17$ m/min, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)					
$P_L(kW)$ $v(m/min)$		1.1	1.3	1.5	1.7
17	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				

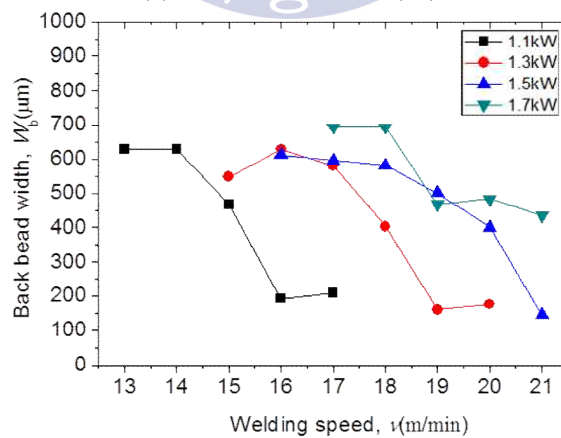
**Fig. 4.21** Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in bead welding



(a) Penetration ( $D_p$ )



(b) Front bead width ( $W_f$ )



(c) Back bead width ( $W_b$ )

**Fig. 4.22** Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in bead welding

### 4.3.2 겹치기 용접

#### (1) 레이저 출력 1kW이하

실제 열교환기판에서는 두 장의 판재를 겹쳐서 용접을 하므로 겹치기 용접 시 적절한 레이저 출력 및 용접속도를 선정하기 위하여 레이저 출력은 500~1700 W로 변화하고 용접속도를 0.5 m/min간격으로 변화시키면서 실험을 진행하였다. 겹치기 용접 시 접합 강도는 접합길이가 결정하므로 본 실험에서 양호한 접합길이의 기준을 모재두께인 500  $\mu\text{m}$ 이상으로 하였다.

레이저 출력이 500 W일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.23에 나타낸다. 용접속도 2 m/min에서는 비교적 많은 입열 때문에 전면비드가 금색으로 나타나고 속도 3 m/min이상에서는 입열량이 감소하여 은백색의 전면비드가 나타났다. 속도 2~4 m/min까지 완전 용입되었으며 속도 4.5 m/min에서 부분 용입되었다. 속도 2~3.5 m/min까지 안정적인 전면 및 이면비드가 나타났으나 속도 4 m/min에서는 용입이 불안정하여 이면비드에 험퍽비드가 나타났다. 전면 및 이면 비드폭은 속도가 증가함에 따라 입열량 감소로 인하여 감소하였고 전면비드폭보다 이면비드폭이 큰 폭으로 감소하였다. 양호한 접합길이는 속도 2.5 m/min이하에서 얻을 수 있었다.

레이저 출력이 700 W일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.24에 나타낸다. 용접속도 2.5~4 m/min까지 금색의 전면비드가 나타났으며 4.5 m/min이상의 용접속도에서는 은백색의 전면비드가 나타났다. 모든 속도조건에서 양호한 용접부를 얻을 수 있었다. 속도 2.5 m/min일 때, 전면비드폭과 이면비드폭은 각각 1450  $\mu\text{m}$ , 1400  $\mu\text{m}$ 으로 거의 비슷하였으나 속도가 증가함에 따라 전면비드폭보다 이면비드폭이 더 큰 폭으로 감소하였다. 양호한 접합길이는 속도 3.5 m/min이하에서 얻을 수 있었다.

레이저 출력이 900 W일 경우, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.25에 나타낸다. 용접속도 3~4.5 m/min까지 금색의 전면비드가 나타났으며 5 m/min이상의 용접속도에서 은백색의 전면비드가 나타났다. 출력 700 W와 마찬가지로 용접속도 3 m/min에서 전면 및 이면 비드폭이 각각 1450  $\mu\text{m}$ , 1400  $\mu\text{m}$ 로 거의 유사하게 나타났으며 속도가 증가함에 따라 전면비드폭보다 이면비드폭이 더 큰 폭으로 감소하였다. 속도 4 m/min이하에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다.



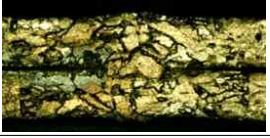
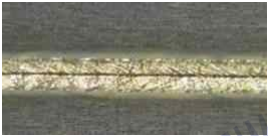







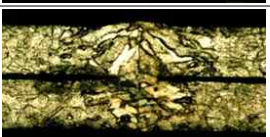

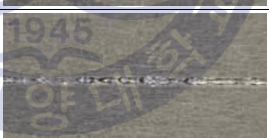

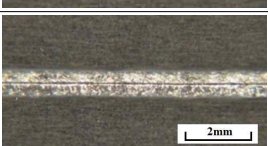
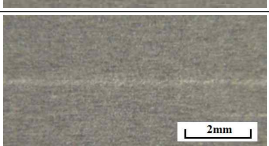
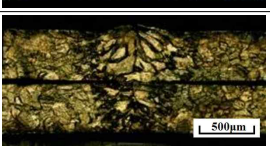
각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을



Fig.4.26에 나타나낸다. 각각의 출력에 대하여 용접속도 구간이 겹치는 속도 3~4.5 m/min의 횡단면 사진을 살펴보면 출력이 증가하거나 용접속도가 감소할수록 상대적으로 높은 입열량으로 인하여 용접부 조직의 크기가 증가하였다. 이러한 경향은 출력이 보다 높거나 용접속도가 보다 낮을 때, 더욱 현저하게 나타났다.

각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 전면 및 이면비드폭, 용입깊이를 Fig. 4.27에 나타낸다. 전면 및 이면비드폭은 모든 출력조건에서 속도가 증가함에 따라 감소하였으며 전면비드보다 이면비드의 감소폭이 더 컸다. 접합깊이는 출력 500, 700, 900 W에 대하여 각각 속도 2.5 m/min이하, 속도 3.5 m/min이하, 속도 4 m/min이하에서 500  $\mu$ m이상의 양호한 접합깊이를 나타내었으며, 출력이 증가함에 따라 양호한 접합깊이를 얻을 수 있는 임계속도가 증가하였다. 이 임계속도는 레이저 출력이 500 W에서 700 W로 증가할 때, 1 m/min증가하였으나, 출력 700 W에서 900 W로 증가할 때에는 0.5 m/min증가하였다. 따라서 출력이 증가함에 따라 접합깊이가 증가하나 출력이 증가할수록 그 증가폭은 감소하는 것을 알 수 있었다. 이것은 출력이 증가하여 재료가 많이 용융될지라도 빔의 크기는 일정하므로 접합깊이가 증가하는데 한계가 있기 때문으로 생각된다.

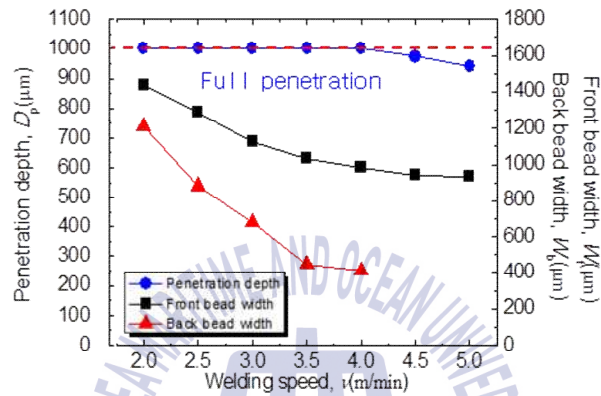


Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead $v(m/min)$	Front bead	Back bead	Cross section
2			
2.5			
3			
3.5			
4			
4.5			

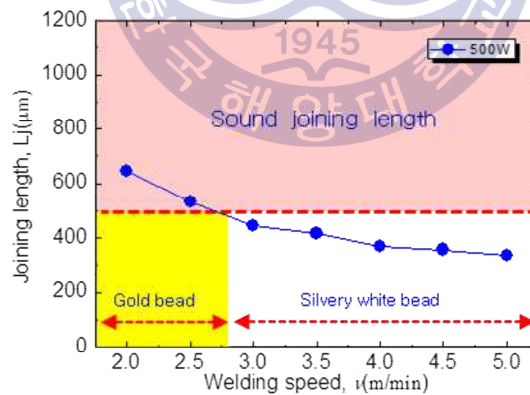
(a) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.23** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=500$  W)

Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Lap welding;  
 $f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)






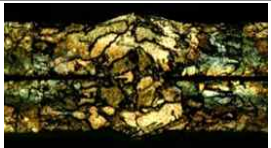


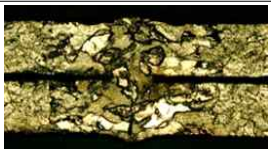


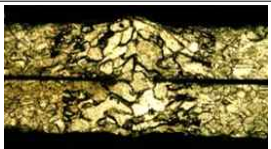


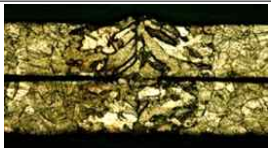
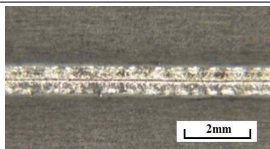
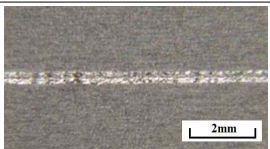
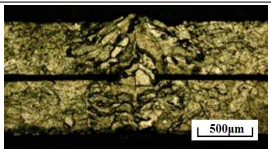


(b) Penetration properties



(c) joining length

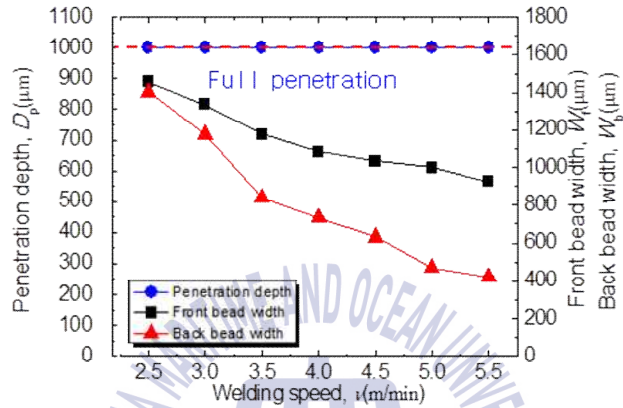
Fig. 4.23 To be continued

Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=700$ W, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead v(m/min)	Front bead	Back bead	Cross section
2.5			
3			
3.5			
4			
4.5			
5			

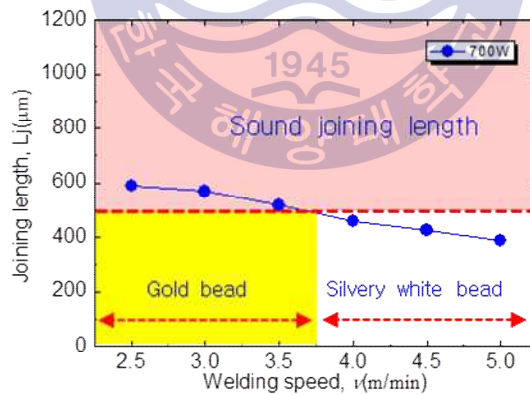
(a) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.24** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=700$  W)

Pure Ti(0.5mm<sup>2</sup>), Lap welding;  
 $f_d=0$  mm,  $P_1=700$  W,  $O_{cs}=Ar(20$  l/min),  $O_{bs}=Ar(10$  l/min)





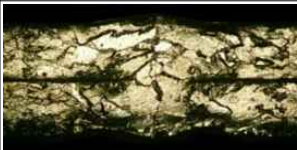





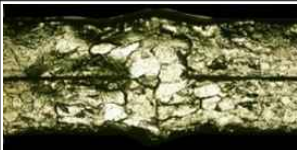

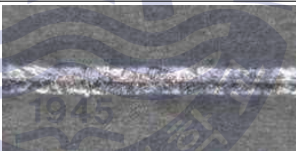
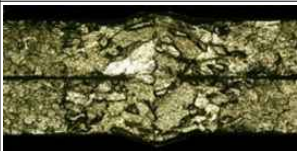


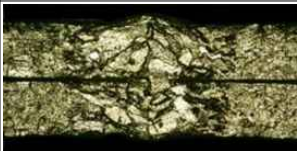
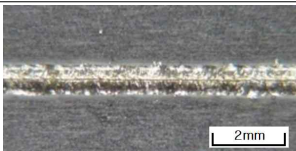
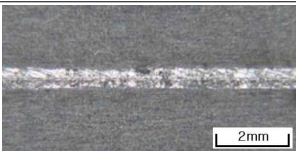
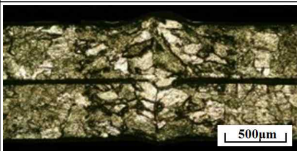
(b) Penetration properties



(c) joining length

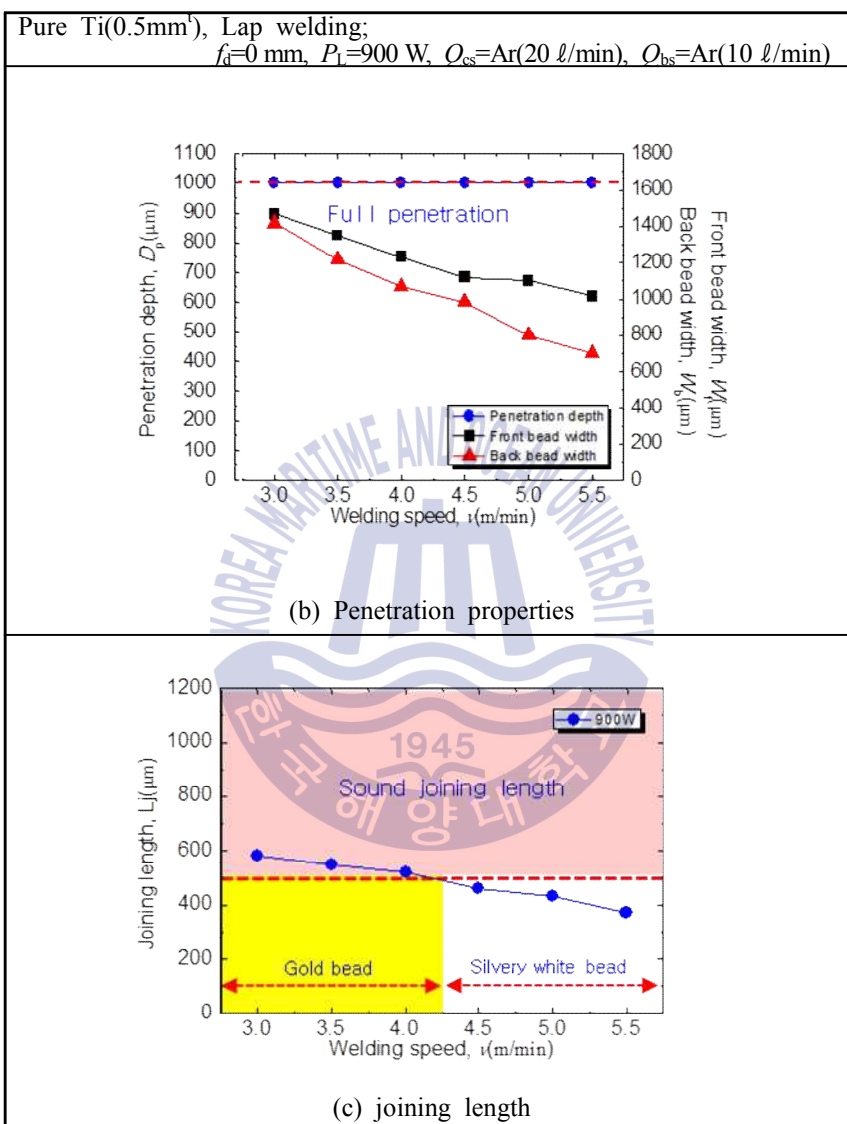
Fig. 4.24 To be continued




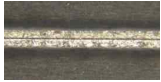






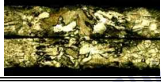
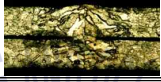

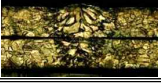








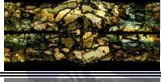
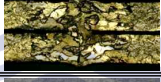
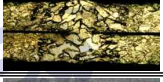
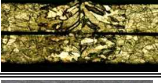
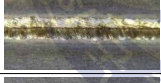


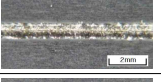


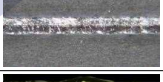
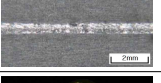
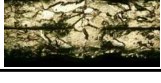
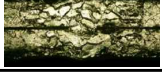
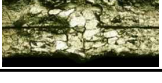

Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=900$ W, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead $v(m/min)$	Front bead	Back bead	Cross section
3			
3.5			
4			
4.5			
5			
5.5			

(a) Bead appearance and cross section

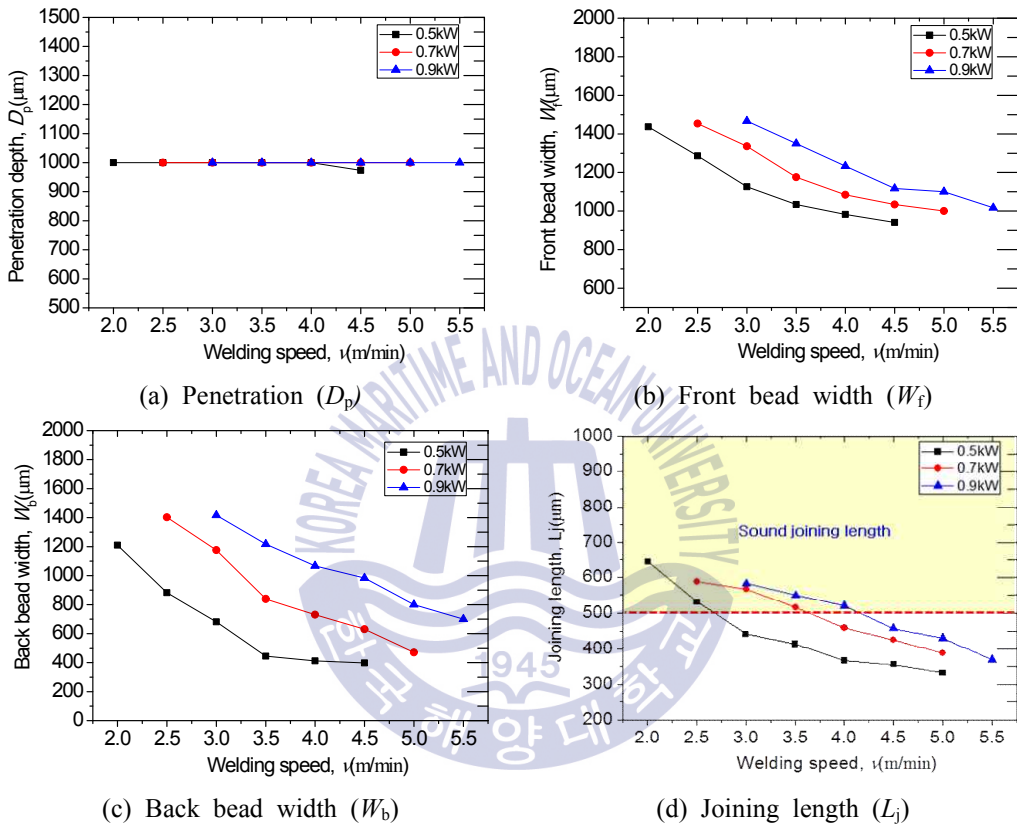
**Fig. 4.25** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=900$  W)



**Fig. 4.25** To be continued

Pure Ti(0.5mm <sup>b</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)					
$P_L$		$v(m/min)$			
		3	3.5	4	4.5
500 W	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				
700 W	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				
900 W	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				

**Fig. 4.26** Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in lap welding



**Fig. 4.27** Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in lap welding

## (2) 레이저 출력 1kW 이상

레이저 출력이 1.1 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.28에 나타낸다. 용접속도 3.5~5 m/min에서는 비교적 많은 입열에 의해서 전면비드가 금색으로 나타났으며 속도 5.5 m/min이상에서는 은백색의 전면비드가 나타났다. 속도 3.5 m/min에서 이면비드에 스패터가 소량 부착되었으며 속도가 증가함에 따라 스패터 부착량이 증가하였다. 전면 및 이면 비드폭을 살펴보면 일반적인 경향과 달리 전면비드폭이 이면비드폭과 비슷하거나 더 좁았다. 속도 4.5 m/min이하에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다.

레이저 출력이 1.3 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.29에 나타낸다. 용접속도 4~5.5 m/min에서 금색의 전면비드가 나타났으며 속도 6 m/min이상에서는 은백색의 전면비드가 나타났다. 이면비드에서는 출력 1.1 kW보다 많은 스패터가 부착되었으며 속도가 증가함에 따라 스패터 부착량이 증가하였다. 전면 및 이면 비드폭은 출력 1.1 kW와 마찬가지로 전면비드폭이 이면비드폭과 비슷하거나 더 좁았다. 속도 5 m/min이하에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다.

레이저 출력이 1.5 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.30에 나타낸다. 용접속도 4.5~5.5 m/min에서 금색의 전면비드가 나타나며 속도 6 m/min이상에서는 은백색의 전면비드가 나타났다. 모든 속도조건에서 이면비드에 다량의 스패터가 부착되었다. 전면 및 이면 비드의 비드폭을 비교해보면 이면비드폭이 전면비드폭보다 더 넓게 나타났다. 접합길이를 측정한 결과 속도 6 m/min이하에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다.

레이저 출력이 1.7 kW일 때, 용접속도에 따른 용입특성과 전면·이면 비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.31에 나타낸다. 용접속도 5 m/min를 제외한 모든 속도조건에 은백색의 비드가 나타났다. 출력이 상대적으로 높아 재료에 전달되는 입열량이 많음에도 불구하고 은백색의 비드가 나타난 이유는 레이저 빔 에너지가 키홀을 따라 아래쪽으로 소실되면서 용접부 상부에 큰 에너지를 주지 못하고 상대적으로 이면 표면에 많은 에너지가 흡수되기 때문으로 판단된다. 이면비드의 스패터 부착량은 출력 1.5 kW보다 많았으며 이면비드폭이 전면비드폭보다 넓게 나타났다. 전면비드폭과 접합길이를 살펴보면 전면비드폭은 속도증가에 따라 불규칙






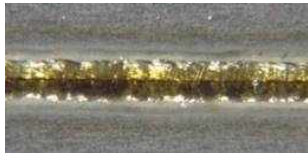

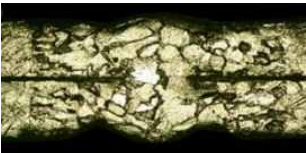
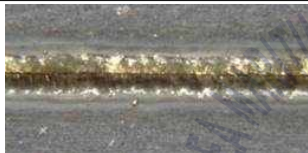







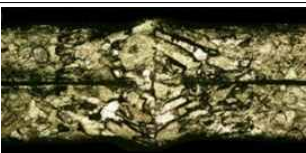
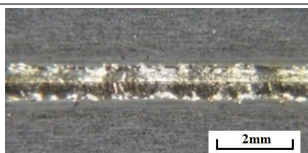
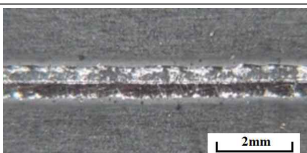
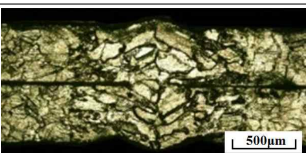
하게 변화하였으며 접합길이는 속도 5 m/min이하 조건에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다.

각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.32에 나타낸다. 각각의 출력에 대하여 용접속도 구간이 겹치는 속도 5~6 m/min의 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 비교하였다. 전면비드를 살펴보면 레이저 출력이 증가함에 따라 재료에 가해지는 입열량이 증가하지만 비드색은 금색에서 은백색으로 변화하였다. 이는 레이저 빔 에너지가 재료표면에 영향을 주기 전에 키홀을 따라 아래로 빠져나갔기 때문으로 판단된다. 이면 비드를 살펴보면 레이저 출력과 용접속도가 증가함에 따라 스패터 부착량이 증가함을 알 수 있다. 이러한 스패터 발생은 키홀 형성과 용액의 흐름과 관련이 있다. 높은 에너지 밀도에서는 용액의 흐름이 불안정하기 때문에 용융금속이 비산되기 쉬우며, 용접속도가 증가할 경우에는 키홀벽이 좁아짐에 따라 플라즈마의 분출압력이 증가하게 되고 키홀 내벽의 용융금속을 강하게 비산시키게 된다. 또한 스패터 발생으로 인해 용접부 하부에 언더필이 발생하였다. 언더필 결함은 주위의 모재 표면보다 용접부 표면이 더 낮게되는 상태를 말하며 재료의 증발, 스패터 현상 등이 원인이다.

각각의 레이저 출력에 대하여 용접속도에 따른 접합길이, 전면 및 이면비드폭을 Fig. 4.33에 나타낸다. 모든 출력조건에서 속도가 증가함에 따라 입열량이 감소하므로 전면 및 이면 비드폭은 감소하는 경향을 나타내었으며, 감소폭은 출력 1 kW이하 조건과는 달리 전면비드와 이면비드가 비슷하였다. 전면비드폭과 이면비드폭을 비교해보면 일반적인 경향과 달리 이면비드폭이 전면비드폭과 비슷하거나 더 넓게 나타난다. 이는 완전 관통용접이 이루어지는 열린 키홀모드에서 재료표면에 가해지는 레이저 빔이 키홀을 따라 아래쪽으로 흡수됨에 따라 상대적으로 용접부 상부보다 용접부 하부가 에너지 흡수율을 높기 때문으로 판단된다. 접합길이는 출력 1.1, 1.3, 1.5, 1.7 kW에 대하여 각각 속도 4.5 m/min이하, 5m/min이하, 6m/min이하, 5 m/min이하에서 500  $\mu$ m이상의 양호한 접합길이를 나타내었으며, 출력이 증가함에 따라 양호한 접합길이를 얻을 수 있는 임계속도가 증가하는 경향을 나타내었지만 출력 1.7 kW에서는 상대적으로 제한적인 범위에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다. 출력이 1.1kW에서 1.3kW증가하였을 때, 양호한 접합길이가 얻어지는 임계속도가 0.5 m/min가 증가하였으며 그 이상 출력에서는 더 이상 임계속도가 증가하지 않았다. 따라서 양호한

접합길이가 얻어지는 임계속도는 출력증가에 따라 증가하지만 출력이 높을수록 증가폭이 작아지며 결국 일정 출력이상에서는 더 이상 증가하지 않는다는 것을 알 수 있었다. 이것은 비드용접에서의 결과와 마찬가지로 출력이 증가함에 따라 입열량이 증가하여 재료가 많이 녹게 되지만 레이저 빔의 크기는 일정하기 때문에 접합길이가 증가하는데 한계가 있기 때문으로 판단된다.

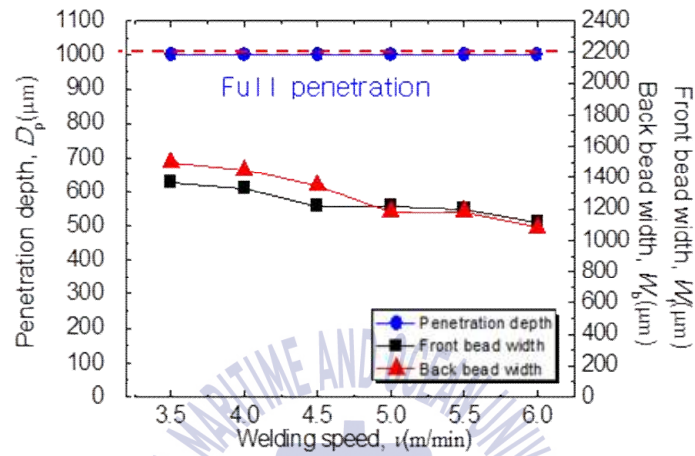


Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=1.1$ kW, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead $v(m/min)$	Front bead	Back bead	Cross section
3.5			
4			
4.5			
5			
5.5			
6			

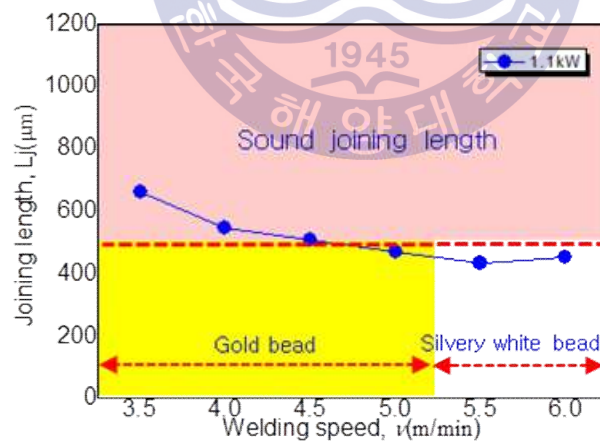
(a) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.28** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.1$  kW)

Pure Ti(0.5mm<sup>l</sup>), Lap welding;  
 $f_d=0$  mm,  $P_L=1.3$  kW,  $O_{cs}=Ar(20$  l/min),  $O_{bs}=Ar(10$  l/min)





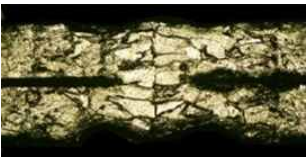


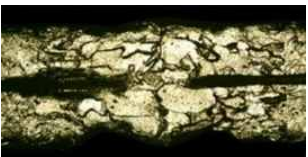

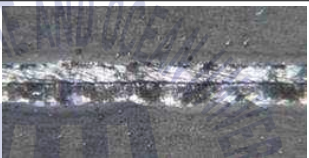


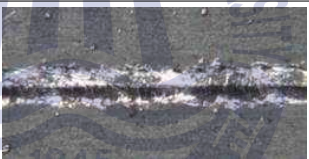




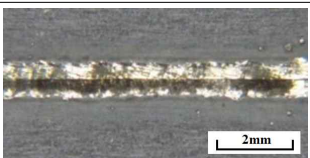
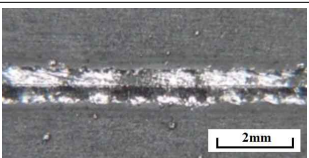
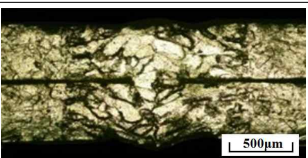
(b) Penetration properties



(c) joining length

Fig. 4.28 To be continued



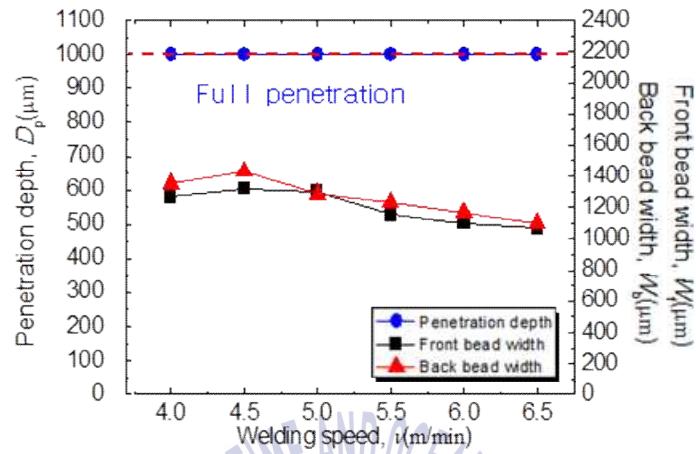
Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=1.3$ kW, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead $v(m/min)$	Front bead	Back bead	Cross section
4			
4.5			
5			
5.5			
6			
6.5			

(a) Bead appearance and cross section

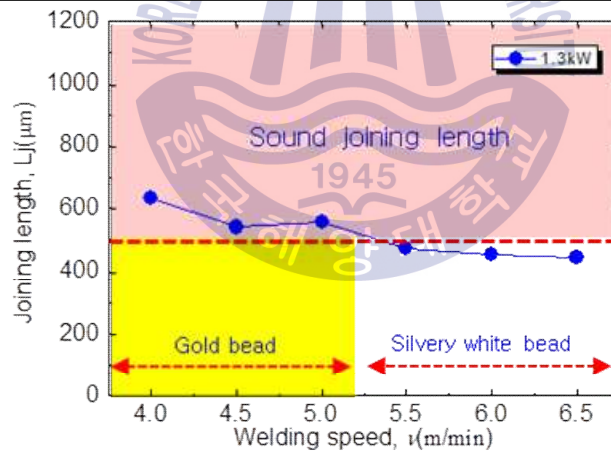
**Fig. 4.29** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.3$  kW)



Pure Ti(0.5mm), Lap welding;  
 $f_d=0$  mm,  $P_L=1.3$  kW,  $O_{cs}=Ar(20$  l/min),  $O_{bs}=Ar(10$  l/min)






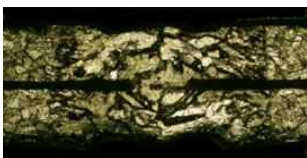




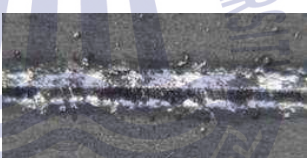
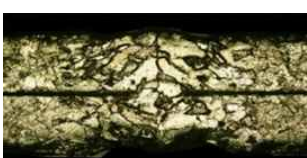



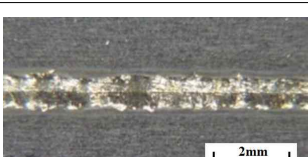
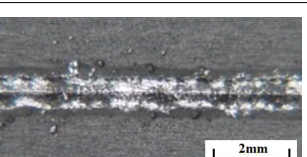
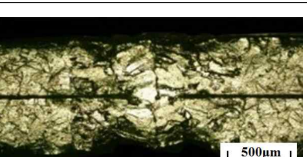


(b) Penetration properties



(c) joining length

Fig. 4.29 To be continued

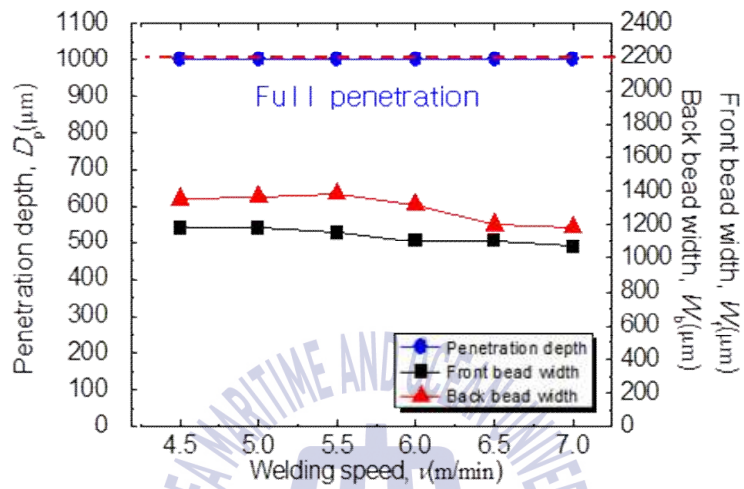
Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=1.5$ kW, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead $v(m/min)$	Front bead	Back bead	Cross section
4.5			
5			
5.5			
6			
6.5			
7			

(a) Bead appearance and cross section

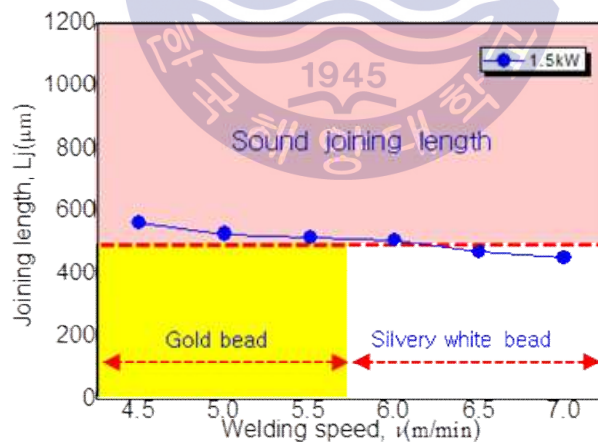
**Fig. 4.30** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.5$  kW)

Pure Ti(0.5mm), Lap welding;

$f_d=0$  mm,  $P_L=1.5$  kW,  $O_{cs}=Ar(20$  l/min),  $O_{bs}=Ar(10$  l/min)

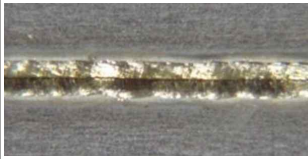

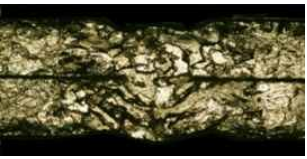

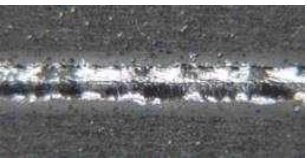
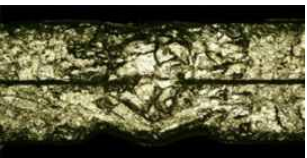


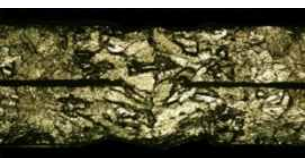


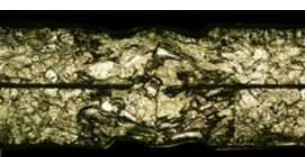


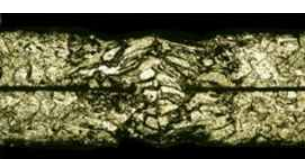
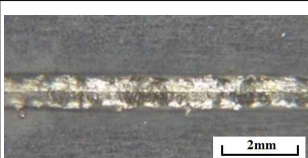
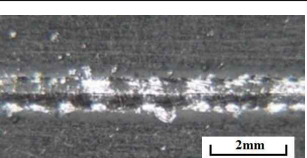
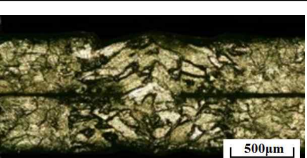


(b) Penetration properties



(c) joining length

Fig. 4.30 To be continued

Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=1.7$ kW, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)			
Bead $v(m/min)$	Front bead	Back bead	Cross section
5			
5.5			
6			
6.5			
7			
7.5			

(a) Bead appearance and cross section

**Fig. 4.31** Penetration properties and various bead shapes with laser power in lap welding( $P=1.7$  kW)



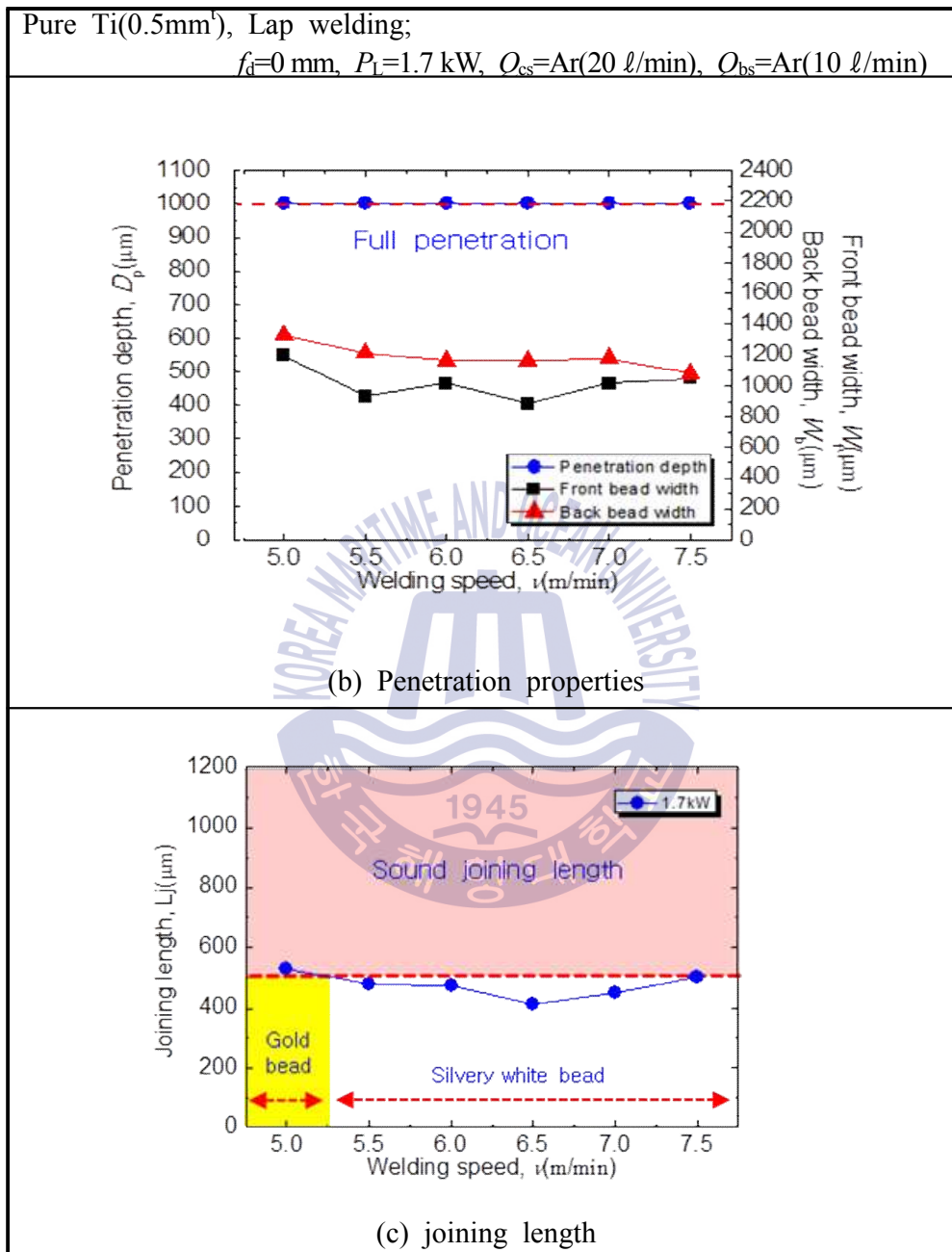




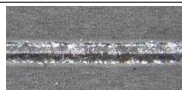
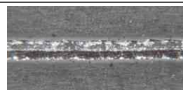
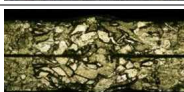
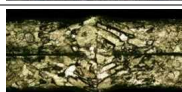
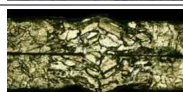
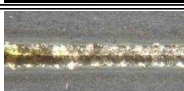
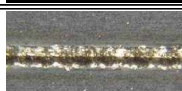

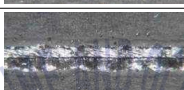
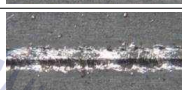


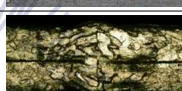
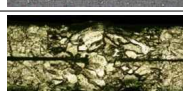
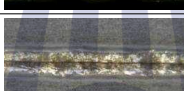




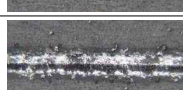
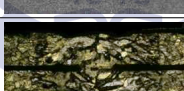

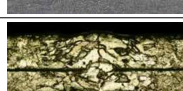




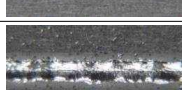
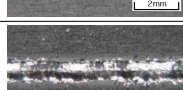
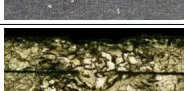
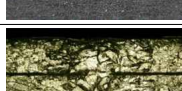
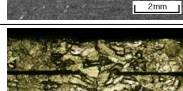
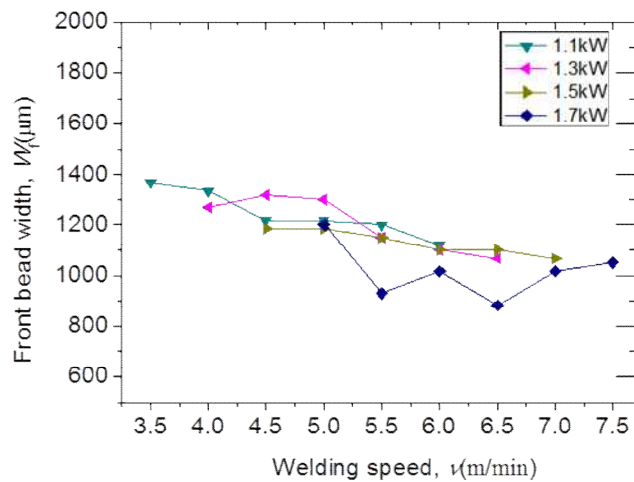


Fig. 4.31 To be continued

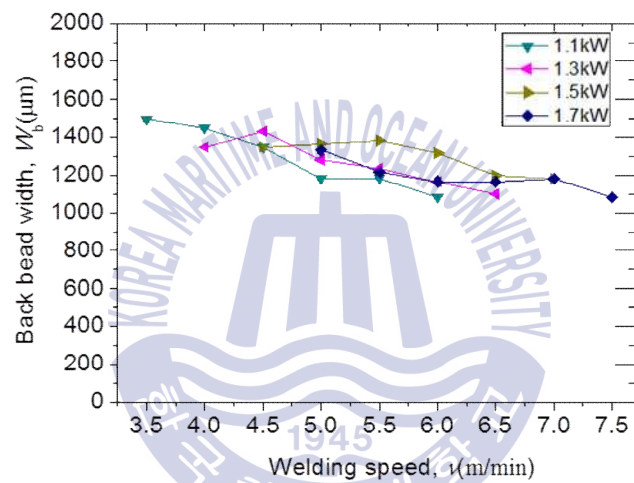


Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $Q_{cs}=Ar(20$ ℓ/min), $Q_{bs}=Ar(10$ ℓ/min)					
$P_L(kW)$		$v(m/min)$	5	5.5	6
1.1	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				
1.3	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				
1.5	Front bead				
	Back bead				
	Cross section				
1.7	Front bead				 <div>2mm</div>
	Back bead				 <div>2mm</div>
	Cross section				 <div>500μm</div>

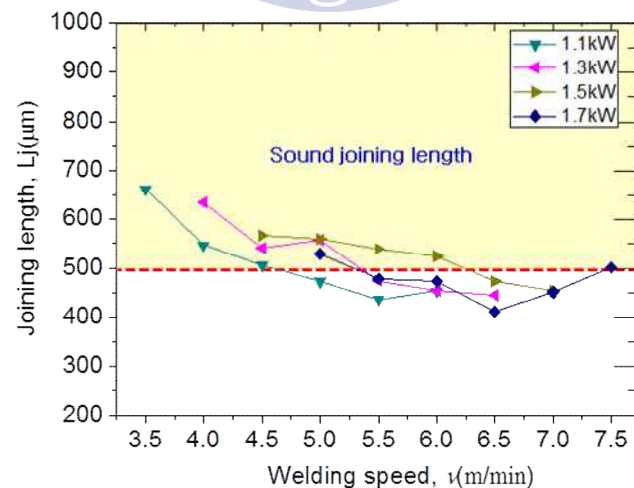
**Fig. 4.32** Bead appearance and cross-section of weld with laser power and welding speed in lap welding



(a) Front bead width ( $W_f$ )



(b) Back bead width ( $W_b$ )



(c) Joining length ( $L_j$ )

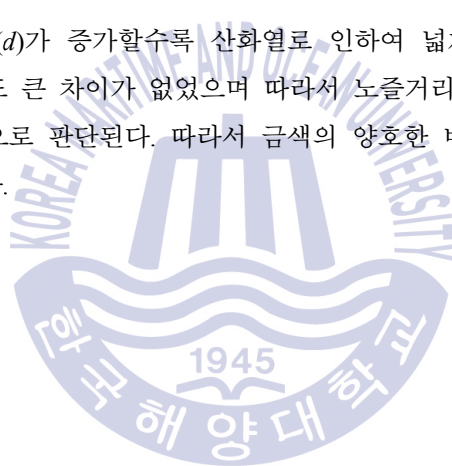
**Fig. 4.33** Various of penetration and bead width with laser power and welding speed in lap welding

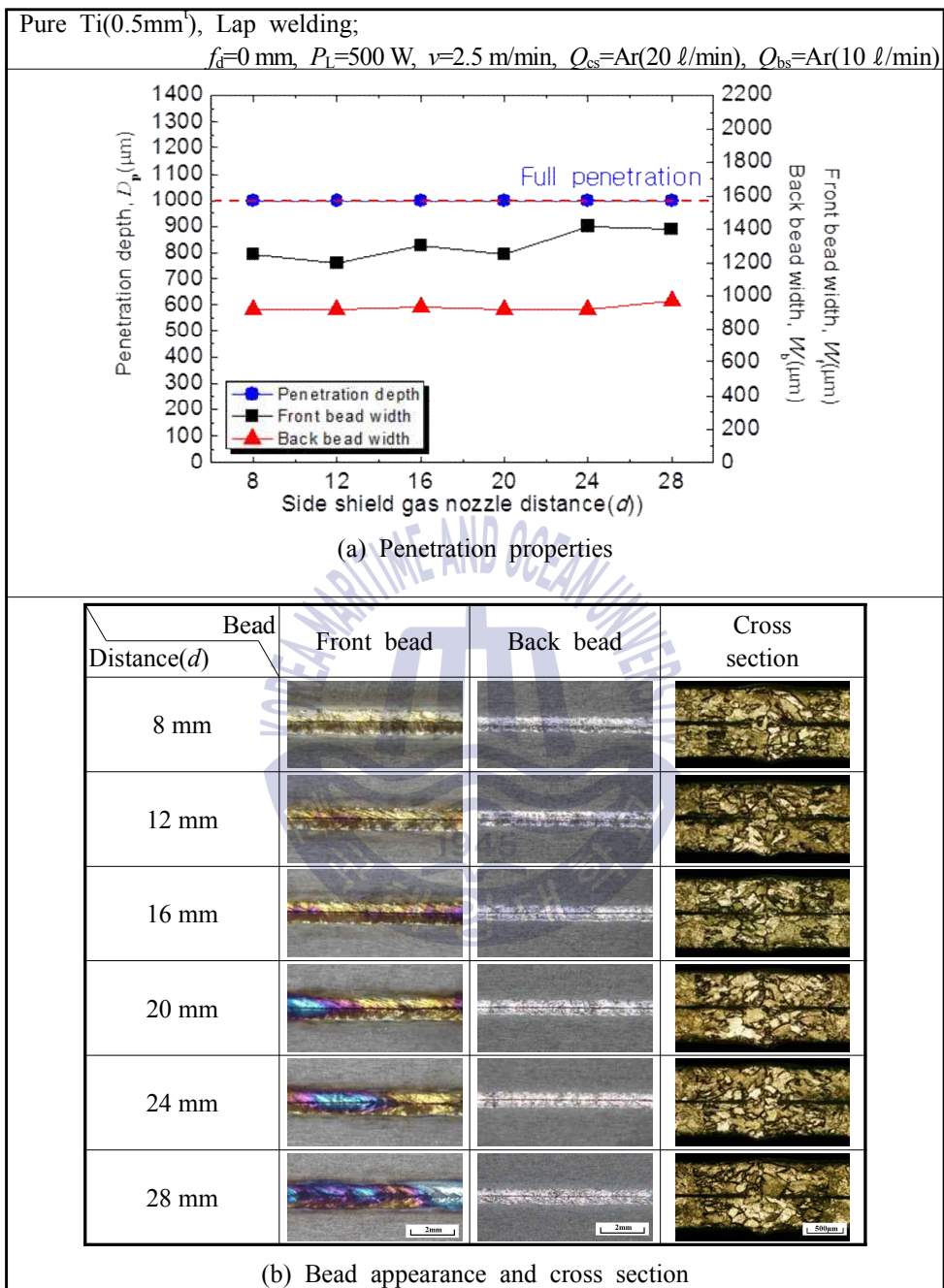
### (3) 동축 실드 노즐거리( $d$ )에 따른 영향

동축노즐 끝단과 노즐 분사점까지의 거리인 노즐거리( $d$ )에 따른 용입특성을 평가하기 위하여, 노즐거리( $d$ )를 8~28 mm까지 4 mm간격으로 변화하였다. 이 때, 8 mm미만은 레이저 광학계 헤드와 지그와의 간섭 때문에 실험이 불가하여 최소 노즐 거리( $d$ )를 8 mm로 선정하였다. 용접 조건은 완전용입이 되도록 하였으며, 용입깊이는 이면비드폭을 통하여 간접적으로 파악하였다.

각각의 노즐거리( $d$ )에 따른 용입특성, 전면·이면비드 및 횡단면의 사진을 Fig. 4.34에 나타낸다. 전면비드를 관찰해보면 노즐거리( $d$ )가 8 mm일 때, 금색의 양호한 비드가 나타났으며  $d$ 가 증가할수록 산화정도가 심해져 비드색이 갈색, 청색 및 자색으로 변화하며 비드형상이 불규칙하였다.

전면비드폭은 노즐거리( $d$ )가 증가할수록 산화열로 인하여 넓게 나타났으며, 이면비드폭은 노즐거리( $d$ ) 변화하여도 큰 차이가 없었으며 따라서 노즐거리( $d$ )가 변화하여도 용입깊이 또한 큰 차이가 없을 것으로 판단된다. 따라서 금색의 양호한 비드가 나타나는 8 mm를 최적의 조건으로 선정하였다.





**Fig. 4.34** Penetration properties and various bead shapes with distance of shield gas nozzle-lip and laser incident point using coaxial shield gas nozzle in lap welding

## 4.4 비드 중첩부의 파형제어 변수가 용접특성에 미치는 영향

### 4.4.1 슬롯 업 & 다운 시간변화

Fig. 4.35과 같이 용접중 레이저 출력을 변화시키는 것을 파형제어 또는 파형가변이라고 하며 특히, 레이저 조사 시작부와 종료부에서 레이저 출력을 선형적으로 증가 또는 감소시키는 방법을 슬롯 업(slope up), 슬롯 다운(slope down)이라고 한다. 본 실험에 사용된 레이저 용접장치는 파형제어 시 레이저 출력을 시간에 따라 조정할 수 있으며, 이때 조정가능한 시간의 최소 단위는 1 ms이다.

실물 판형 열교환기 전열판의 경우 용접구간이 직선구간, 곡선구간 및 중첩구간으로 나누어져 있다. 중첩구간은 용접 시작부에 용접 끝단부를 중첩하여 용접하는 구간으로 기공, 균열 등과 같은 용접 결함이 발생하기 쉬운 문제점을 가지고 있다. 따라서 용접 중첩부를 제어하는 것이 매우 중요하며 본 실험에서는 슬롯 업 및 다운을 적용하여 용접 결함을 억제하려고 하였다. 모재 두께 이상의 양호한 접합길이를 얻을 수 있는 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건과 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건 2가지 조건에 파형제어를 적용하였다.

#### (1) 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건

레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min의 용접조건에서, 슬롯 업 및 다운을 적용하였다. 용접은 용접 시작부에서 슬롯 업을 하고 끝단부에서 슬롯 다운을 하였다. 슬롯 업 및 다운 구간의 적절한 길이를 책정하기 위하여 파형제어 시 시간을 0~300 ms까지 50 ms간격으로 변화하였다. 이 때, 이 시간을 변화하게 되면 슬롯 업 및 다운 구간 길이가 변화할 뿐만 아니라 슬롯 업 및 다운 시 출력변화 기울기도 변화하게 된다. 예를 들어 슬롯 업 및 다운 시간이 증가하게 되면 슬롯 업 및 다운 구간 길이는 증가하고 출력변화 기울기는 감소한다. 슬롯 업 시간에 따른 전면 및 이면 비드 사진을 Fig. 4.36(a)에 나타낸다. 비드형상을 살펴보면 슬롯 업 기능을 적용하지 않은 경우인 슬롯 업 시간 0 ms일 때, 용접 시작부의 끝단에서 둥근모양의 비드 형상이 나타났다. 반면에 슬롯 업 기능을 적용하여 슬롯 업 시간이 증가함에 따라 용접 시작부 끝단의 비드 형상이 날카롭게 변화하는 것을 관찰할 수 있다.

슬롯 업 기능적용 시 슬롯업 시간변화에 따른 종단면 사진을 Fig. 4.36(b)에 나타낸다. 슬롯 업 시간이 증가함에 따라 레이저 빔 조사 시작점으로부터 완전 용입에 이르는 지점까지의 거리가 증가하게 된다. 이것은 미 용접부이며, 향후 용접 시작부와 끝단부가



접치는 중첩부를 고려하면 용접 시작부의 미 용접부 구간이 증가할수록 이 구간에 대한 제어가 어려워진다. 또한 슬롯 업 기능을 적용하지 않아도 용접 시작부에 험핑 비드, 균열 등의 용접결함이 발생하지 않았으므로 향후 실험에서 슬롯 업 기능을 적용하지 않는 것이 적절하다고 판단된다.

슬롯 다운 시간에 따른 전면 및 이면 비드 사진을 Fig. 4.37(a)에 나타낸다. 비드형상을 살펴보면 슬롯 다운 기능을 적용하지 않았을 경우인 0 ms일 때, 용접 끝단부의 전면 및 이면 비드에 각각 크레이터와 험핑비드가 발생한 것을 관찰할 수 있다. 슬롯 다운 기능을 적용하여 슬롯 다운 시간이 50 ms일 때, 전면비드의 크레이터는 옆으로 늘어지는 형상이 되며 이면비드의 험핑비드는 억제되었다. 슬롯 다운시간이 증가함에 따라 크레이터는 더욱 더 옆으로 늘어지는 형상이 나타났으며 슬롯 다운 시간 200 ms에서는 비드 끝단부에 용입이 거의 없는 날카로운 비드가 나타난다.

슬롯 다운 기능적용 시 시간변화에 따른 종단면 사진은 Fig. 4.37(b)에 나타낸다. 슬롯다운 기능을 적용하지 않은 0ms일 때, 전면 및 이면 비드에 각각 크레이터와 험핑비드로 인하여 움푹 파인 형상이 나타났다. 반면, 슬롯 다운 시간 50ms일 때, 이면비드의 험핑비드가 억제되었다. 슬롯 다운 시간이 증가함에 따라 크레이터 길이는 증가하나 깊이는 감소하는 것을 확인 할 수 있다. 이러한 크레이터의 최대깊이와 면적을 측정한 결과를 Fig. 4.38과 Fig. 4.39에 나타낸다. 크레이터 최대 깊이는 슬롯 다운 기능을 적용하지 않았을 경우 100  $\mu\text{m}$ 이상으로 측정되었으나, 슬롯 다운 기능을 적용하여 시간이 증가함에 따라 크레이터의 최대깊이가 감소하여 슬롯 다운 시간 250 ms이상에서는 50  $\mu\text{m}$ 이하로 측정되었다. 크레이터의 면적은 슬롯 다운 기능을 적용하지 않았을 경우를 100 %로 설정하였을 때, 슬롯 다운 시간이 증가함에 따라 면적이 감소하여 슬롯 다운 시간 250 ms이상에서 40 %이하로 측정되었다.

따라서 크레이터 최대깊이 및 면적을 고려하여 크레이터 최대 깊이가 50  $\mu\text{m}$ 이하이고 크레이터 면적이 60 %감소한 슬롯 다운 시간 250 ms을 최적의 조건으로 선정하였다.

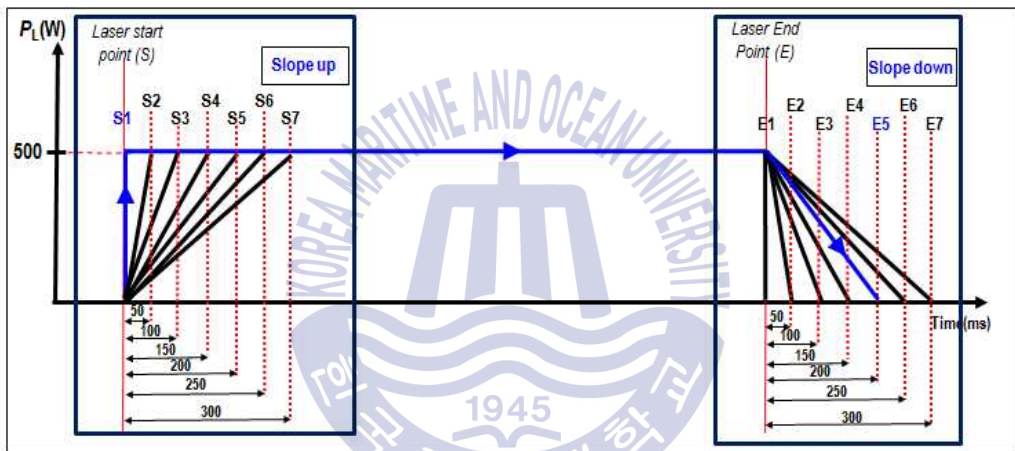
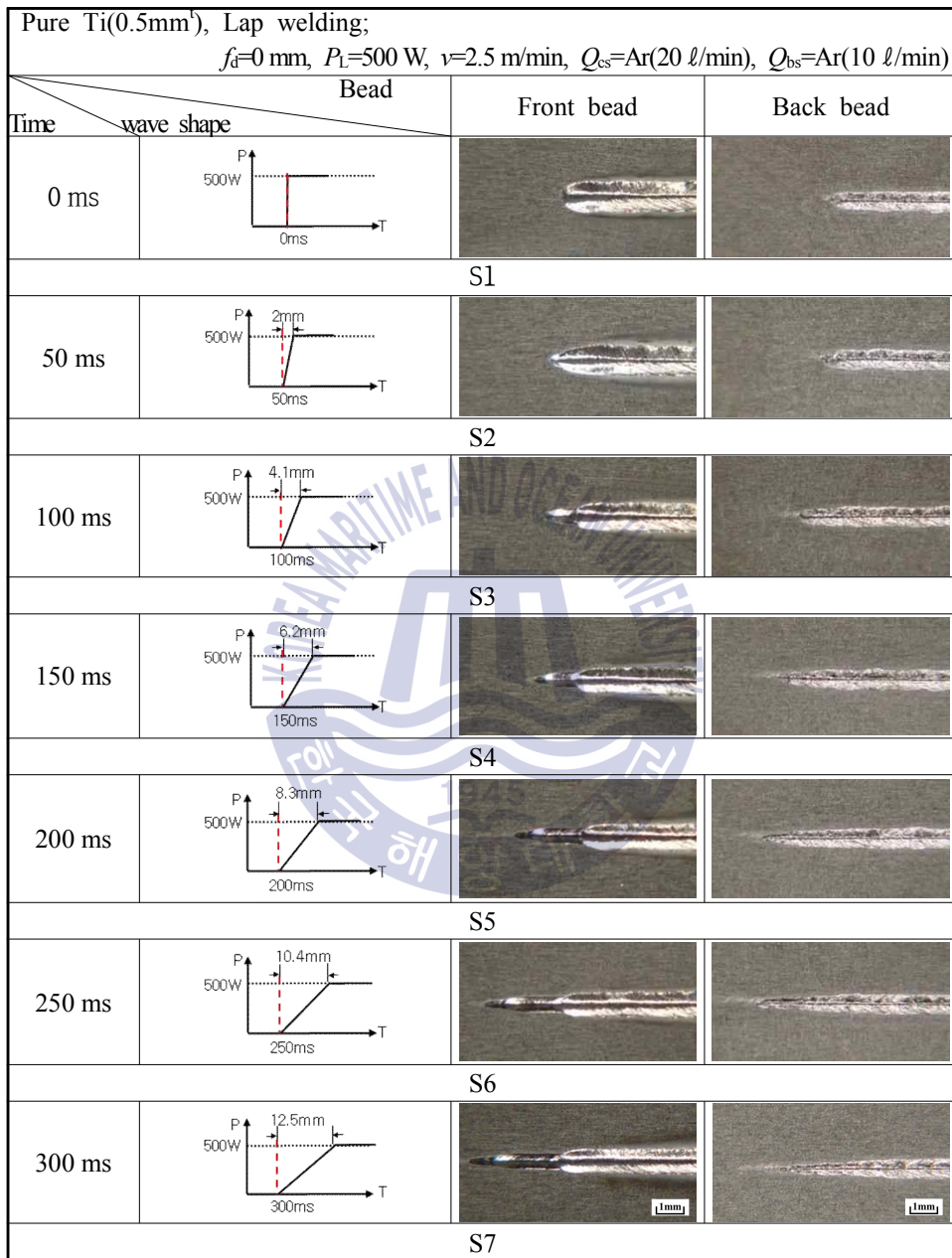
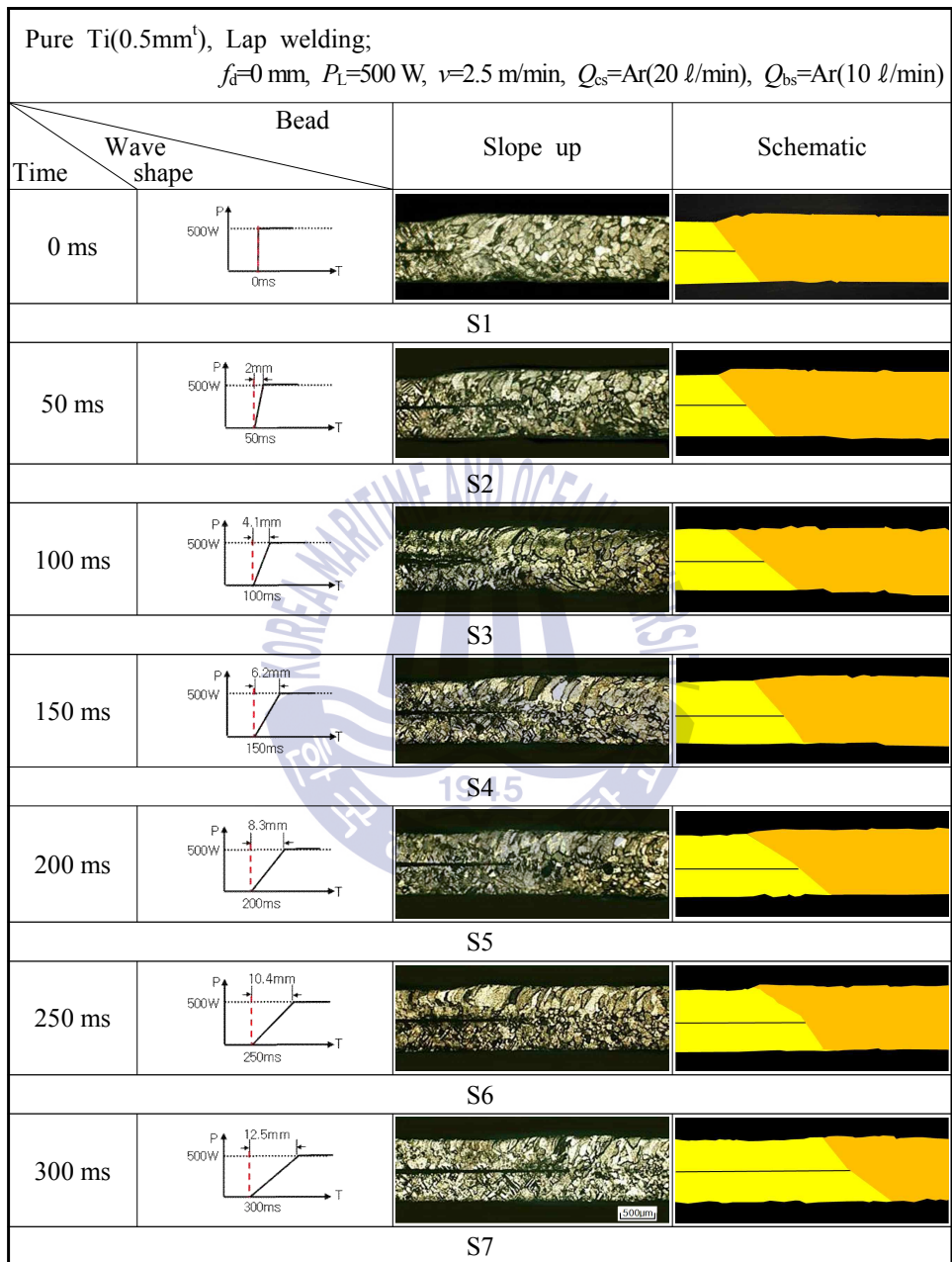


Fig. 4.35 Wave shape control of slope up & down in lap welding



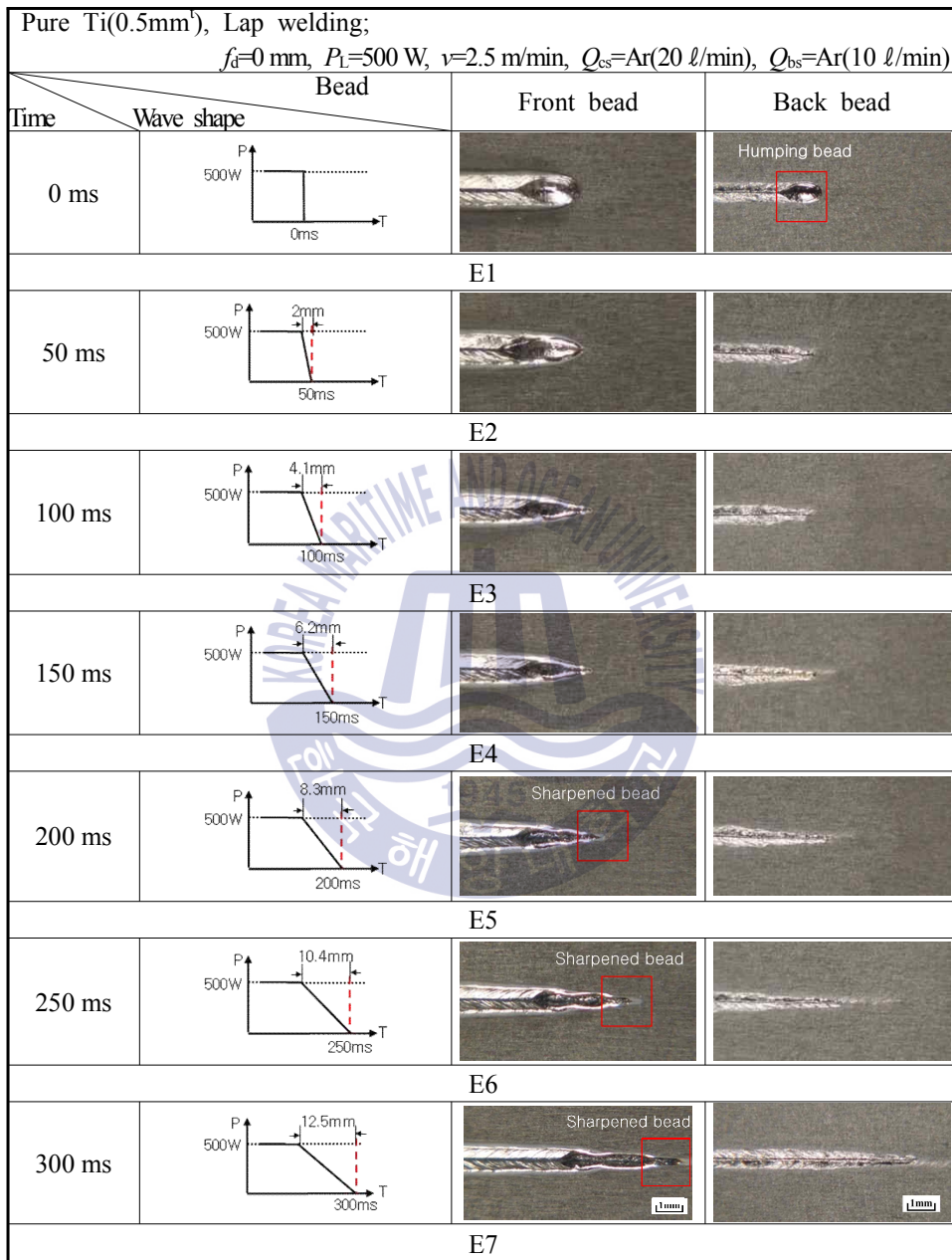
(a) Front and back bead

**Fig. 4.36** Slope up in lap welding( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



(b) Longitudinal section

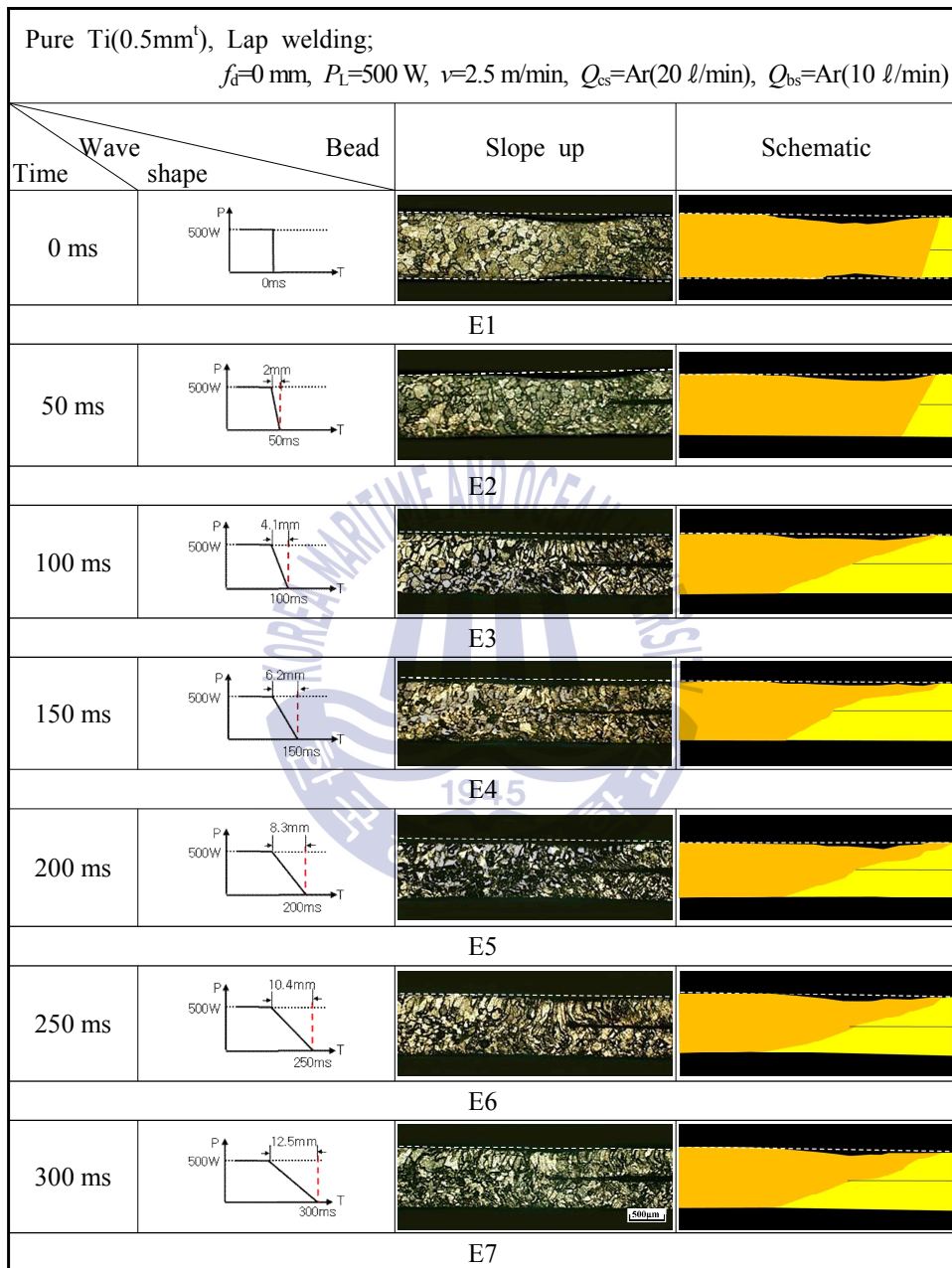
**Fig. 4.36** To be continued



(a) Front and back bead

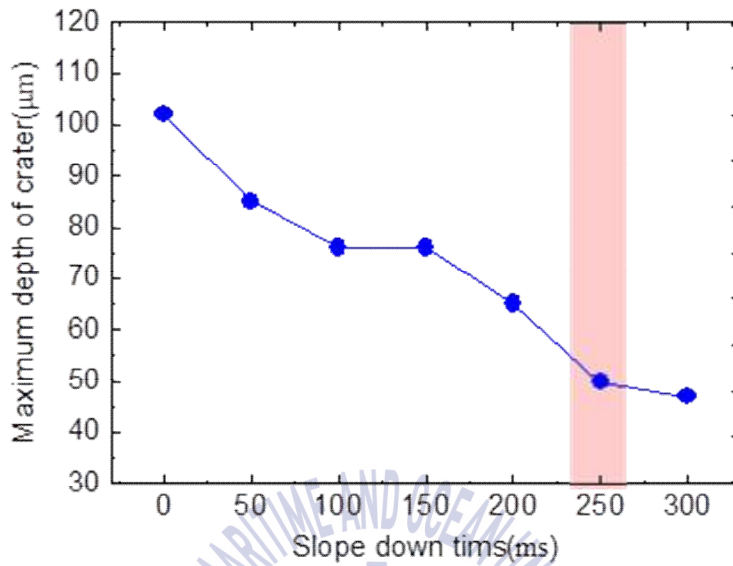
**Fig. 4.37** Slope down in lap welding( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



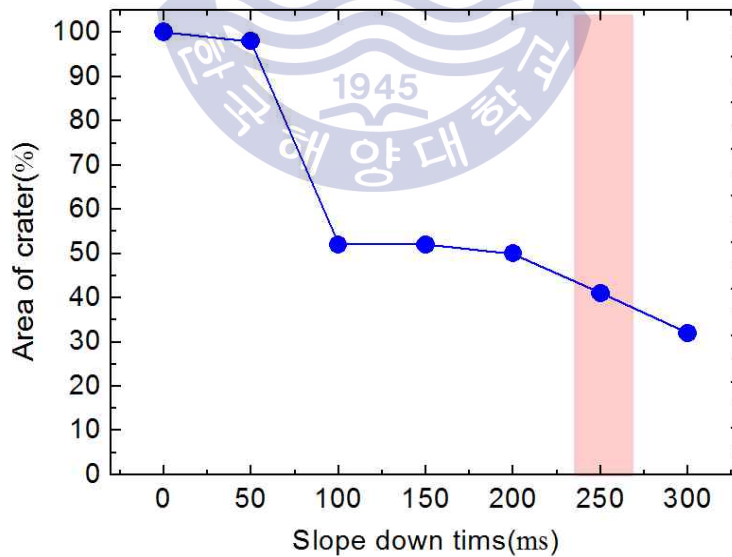


(b) Longitudinal section

**Fig. 4.37** To be continued



**Fig. 4.38** Maximum depth of crater with slope down time  
( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



**Fig. 4.39** Area of crater with slope down time  
( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

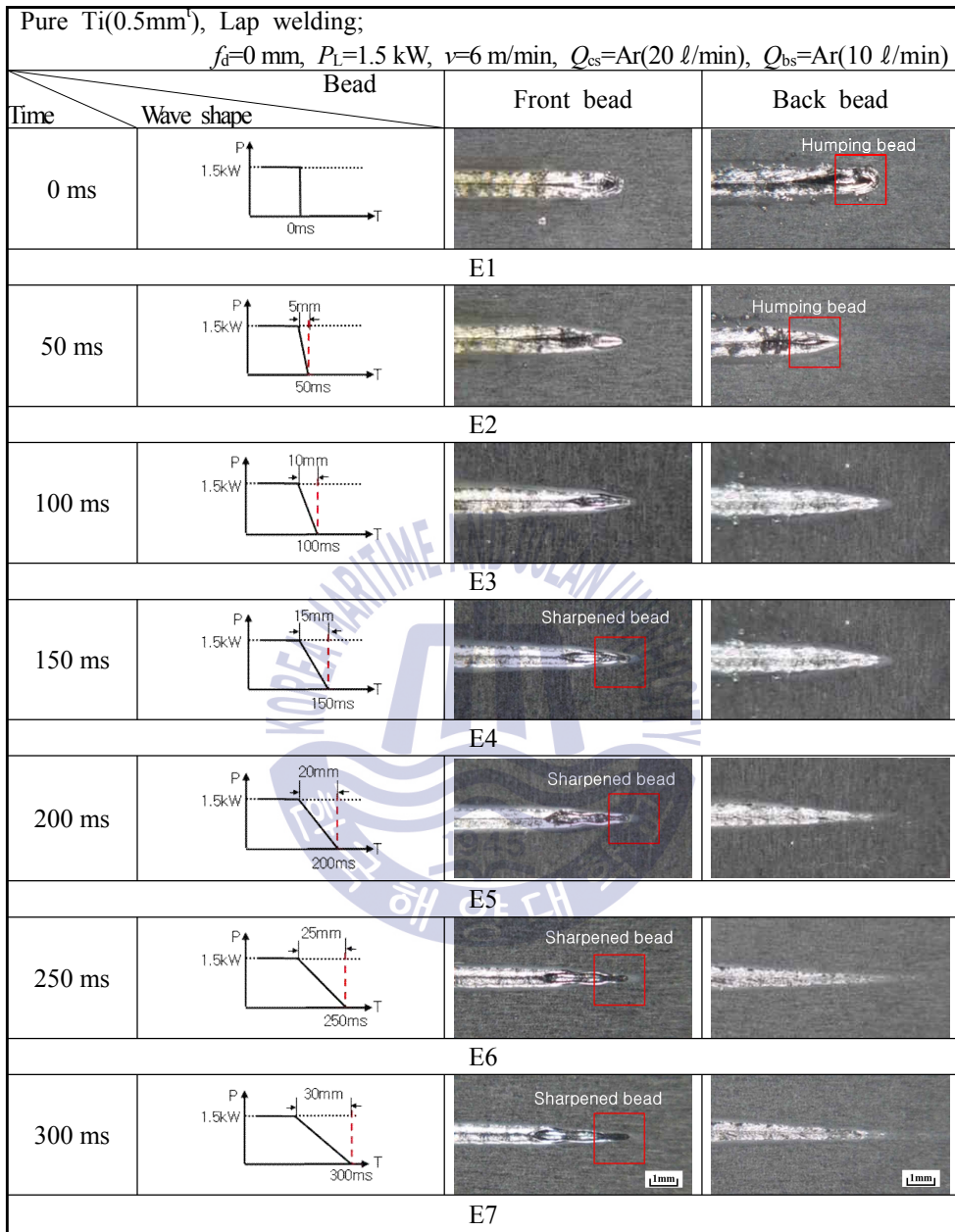
## (2) 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건

레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min의 용접조건에서, 용접 끝단부에 슬롭 다운을 적용하였다. 슬롭 업은 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건인 실험에서 슬롭 업을 적용하지 않는 것이 적절하다고 판단되었기 때문에 슬롭 업 기능은 적용하지 않았다. 슬롭 다운 구간의 적절한 길이를 책정하기 위하여 슬롭 다운 시 시간을 0~300 ms 까지 50 ms간격으로 변화하였다.

슬롭 다운 시간에 따른 전면 및 이면 비드의 사진을 Fig. 4.40(a)에 나타내었다. 비드 형상을 살펴보면 슬롭 다운 기능을 적용하지 않았을 경우인 0 ms일 때, 용접 끝단부의 전면 및 이면 비드에 각각 크레이터와 험핑비드가 발생한 것을 관찰할 수 있다. 슬롭 다운 기능을 적용하여 슬롭 다운 시간이 100 ms일 때, 전면비드의 크레이터는 옆으로 늘어지는 형상이 되며 이면비드의 험핑비드는 억제되었다. 슬롭 다운 시간이 증가함에 따라 크레이터는 더욱 더 옆으로 늘어지는 형상이 나타났으며 슬롭 다운 시간 150ms에서는 비드 끝단부에 용입이 거의 없는 날카로운 비드가 나타난다. 슬롭 다운 기능 적용 시 시간변화에 따른 종단면 사진을 Fig. 4.40(b)에 나타낸다. 슬롭 다운 기능을 적용하지 않은 0ms일 때, 전면 및 이면 비드에 각각 크레이터와 험핑비드로 인하여 움푹 파인 형상이 나타났으며, 슬롭 다운 시간 50ms일 때, 이면비드의 험핑비드가 억제되었다. 슬롭 다운 시간이 증가함에 따라 크레이터 길이는 증가하나 깊이는 감소하는 것을 확인할 수 있다.

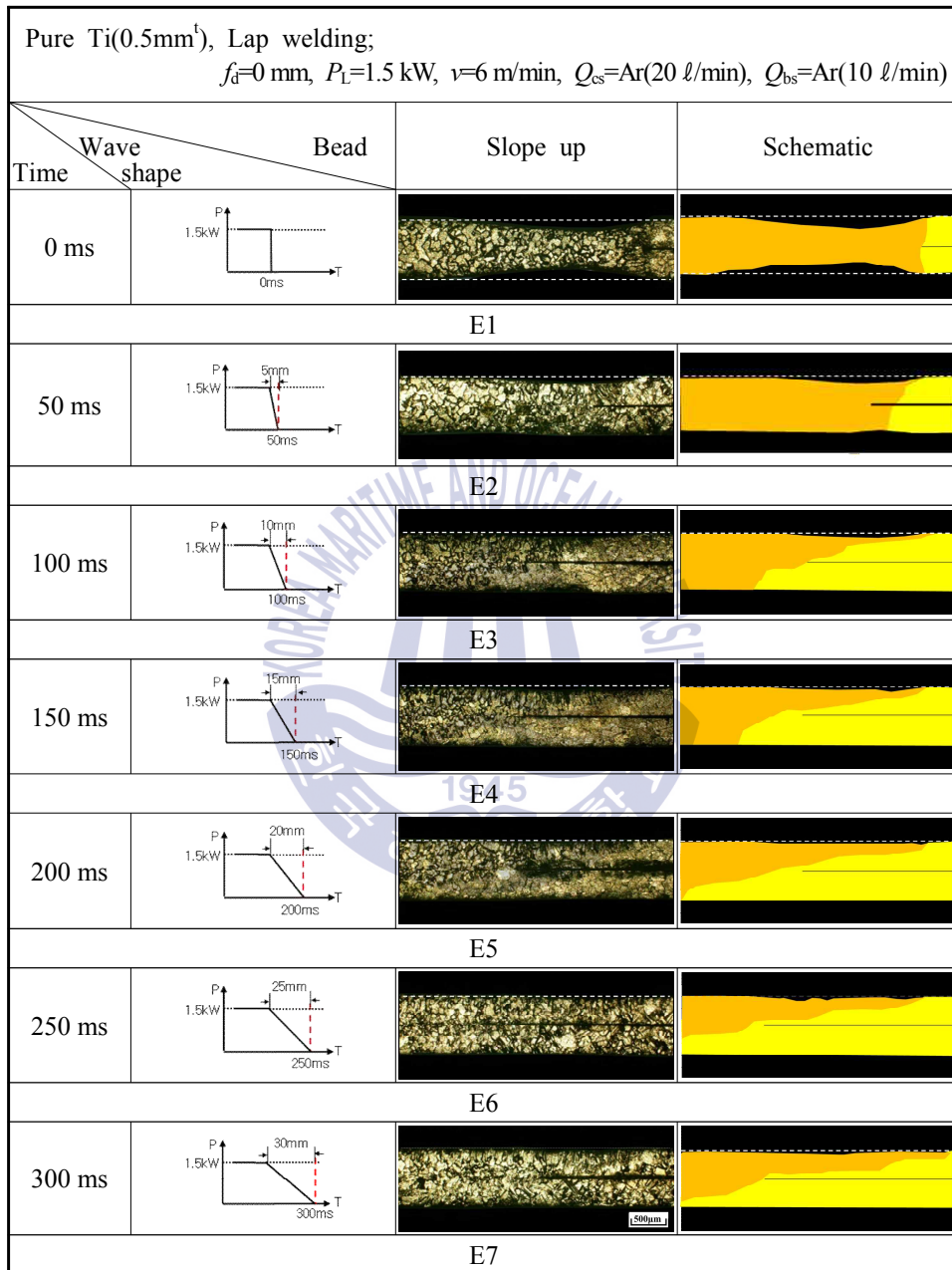
이러한 크레이터의 최대 깊이와 면적을 측정된 결과를 Fig. 4.41과 Fig. 4.42에 나타낸다. 크레이터 최대깊이는 슬롭 다운 기능을 적용하지 않았을 경우 200  $\mu\text{m}$ 이상으로 측정되었으나 슬롭 다운 기능을 적용하여 시간이 증가함에 따라 크레이터의 최대깊이가 감소하여 슬롭 다운 시간 150 ms이상에서는 60  $\mu\text{m}$ 이하로 측정되었다. 크레이터의 면적은 슬롭 다운 기능을 적용하지 않았을 경우를 100 %로 설정하였을 때, 슬롭 다운 시간이 증가함에 따라 면적이 감소하여 슬롭 다운 시간 150 ms이상에서 25 %이하로 측정되었다. 따라서 크레이터 최대깊이 및 면적을 고려하였을 때, 크레이터 최대 깊이가 60  $\mu\text{m}$ 이하이고 크레이터 면적이 75 %감소한 슬롭다운 시간 150 ms을 최적의 조건으로 선정하였다.

레이저 빔을 재료에 조사하게 되면 재료가 용융되었다가 다시 응고되는 과정에서 부피가 팽창하게 되므로 제살용접임에 불구하고 용접부가 모재보다 높게 솟아오르게 된다. 이때 응고되는 과정에서 레이저 빔 조사를 정지하게 되면 용융액이 기홀에 의해 바깥쪽으로 밀려난 상태에서 용융액이 빈 공간을 채워주지 못하고 급속으로 냉각되어 응고되므로 움푹 파인 형상이 나타나게 되는 것이다. 하지만 슬롭 다운을 적용하여 용접 끝단부에서 레이저 출력을 감소시키다가 빔 조사를 정지하게 되면 냉각속도가 느려지므로 벌어진 부분을 용융액이 채워줌으로써 크레이터 및 험핑비드를 억제할 수 있다.



(a) Front and back bead

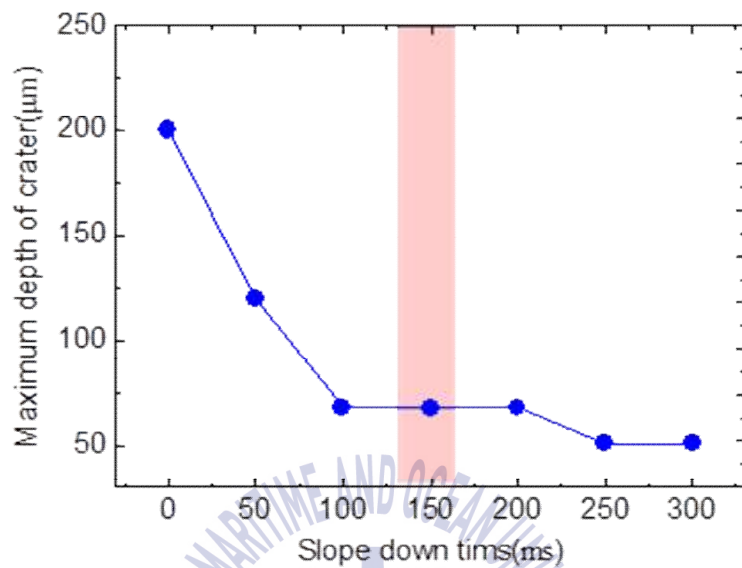
**Fig. 4.40** Slope down in lap welding( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)



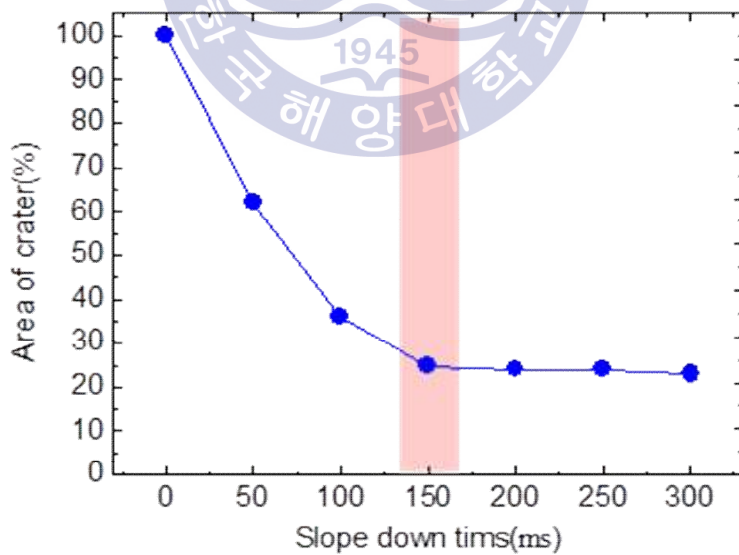
(b) Longitudinal section

**Fig. 4.40** To be continued





**Fig. 4.41** Maximum depth of crater with slope down time ( $P=1.5 \text{ kW}$ ,  $v=6 \text{ m/min}$ )



**Fig. 4.42** Area of crater with slope down time ( $P=1.5 \text{ kW}$ ,  $v=6 \text{ m/min}$ )

#### 4.4.2 테일링 파워의 제어

슬롭다운 기능을 적용하였을 때, 슬롭다운 시간이 일정 시간이상이 되면 용접 끝단부에 용입깊이가 거의 없는 날카로운 비드가 나타날 수 있다. 이러한 비드 형상은 테일링 파워(tailing power)를 제어하게 되면 억제할 수 있다. 테일링 파워는 레이저 출력의 출력파형 그래프에서 슬롭다운 시 선형적으로 감소하는 출력을 말한다. 예를 들어 Fig. 4.43에서 E3와 같이 출력이 100 W일 때, 레이저 빔 조사를 정지하여 출력을 0 W로 다운시키는 출력 파형을 만들 수 있다.

##### (1) 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건

테일링 파워에 따른 전면 및 이면 비드의 사진을 Fig. 4.44(a)에 나타낸다. E1과 E2의 경우 비드 끝단부에 용입깊이가 거의 없는 날카로운 비드가 나타났다. 반면, E3의 경우 비드 끝단부의 날카로운 비드가 억제되었으나 테일링 파워가 150 W이상에서는 크레이터의 정도가 다시 심해진다.

테일링 파워에 따른 종단면의 사진을 Fig. 4.44(b)에 나타낸다. 레이저 빔 조사가 정지되는 테일링 파워가 증가할수록 비드끝단부의 날카로운 비드형상이 제거되면서 슬롭다운 구간 길이는 짧아지나 테일링 파워가 150 W일 때 크레이터의 정도가 다시 심해진다. 이것은 상대적으로 높은 출력에서 레이저 빔 조사가 정지되기 때문이다. 테일링 파워에 따른 최대 크레이터 깊이와 면적을 측정한 결과를 Fig. 4.45과 Fig. 4.46에 나타낸다. 테일링 파워가 증가할수록 크레이터의 최대깊이는 증가하며, 크레이터의 면적은 50~100 W일 때, 다소 감소하였다가 150 W이상일 때 다시 증가한다. 테일링 파워가 50~100 W일 때, 크레이터의 면적이 감소하는 이유는 테일링 파워가 증가함에 따른 크레이터의 깊이증가폭보다 슬롭다운 구간 길이 감소에 따른 크레이터 길이 감소폭이 더 크기 때문이다.

##### (2) 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건

테일링 파워에 따른 전면 및 이면 비드 사진을 Fig. 4.47(a)에 나타낸다. E1의 경우 비드 끝단부에 용입깊이가 거의 없는 날카로운 비드가 나타났으나 E2의 경우 비드 끝단부의 날카로운 비드가 억제되었다. 테일링 파워가 300 W이상에서는 크레이터의 정도가 다시 심해진다.

테일링 파워에 따른 종단면 사진을 Fig. 4.47(b)에 나타낸다. 레이저 빔 조사가 정지되는 테일링 파워가 증가할수록 비드끝단부의 날카로운 비드형상이 제거되면서 슬롭다운 구간 길이는 짧아지나 테일링 파워가 300 W일 때 크레이터의 정도가 다시 심해진다.

이것은 500 W, 2.5 m/min조건과 마찬가지로 상대적으로 높은 출력에서 레이저 빔 조사가 정지되기 때문이다. 테일링 파워에 따른 최대 크레이터 깊이와 면적을 측정한 결과를 Fig. 4.48과 Fig. 4.49에 나타낸다. 테일링 파워가 증가할수록 크레이터의 최대깊이는 증가하며, 크레이터의 면적은 150 W일 때, 다소 감소하였다가 300 W이상일 때 다시 증가한다. 테일링 파워가 150 W때, 크레이터의 면적이 감소하는 이유는 출력 500 W, 용접 속도 2.5 m/min조건에서와 마찬가지로 테일링 파워가 증가함에 따른 크레이터의 깊이증가폭보다 슬롭다운 구간 길이 감소에 따른 크레이터 길이감소폭이 더 크기 때문이다.

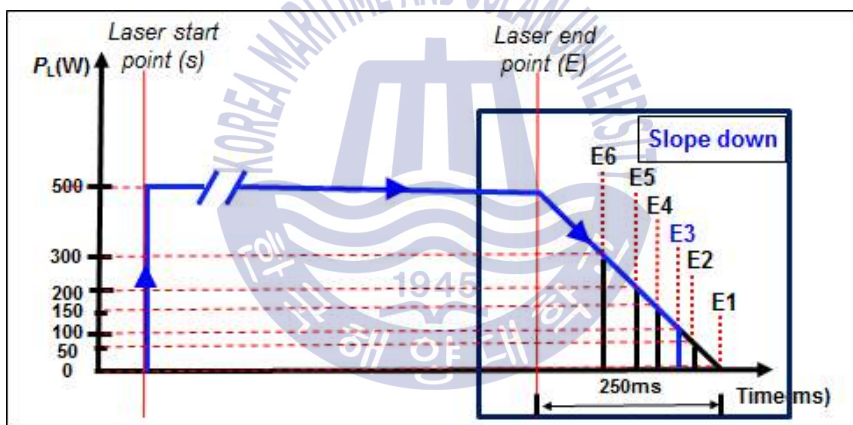
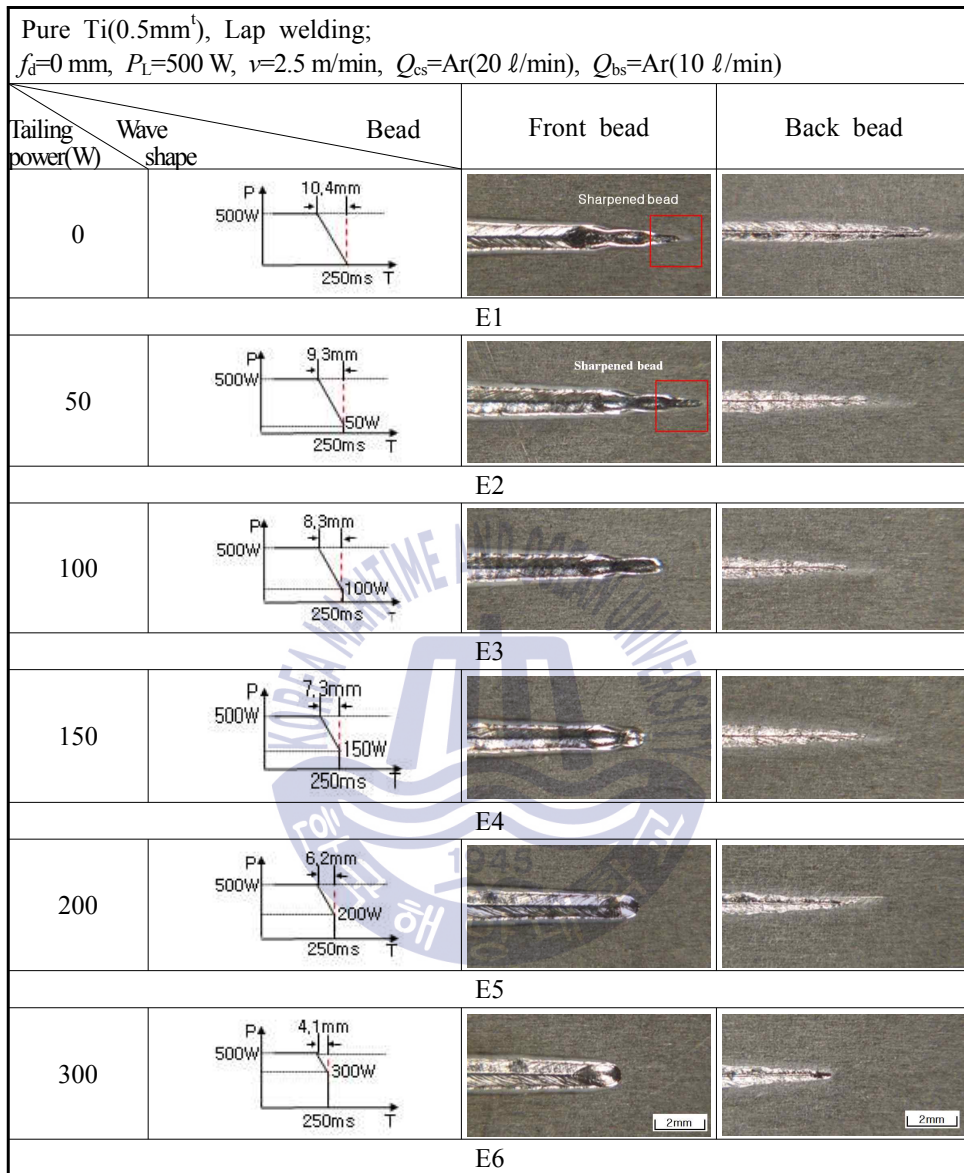
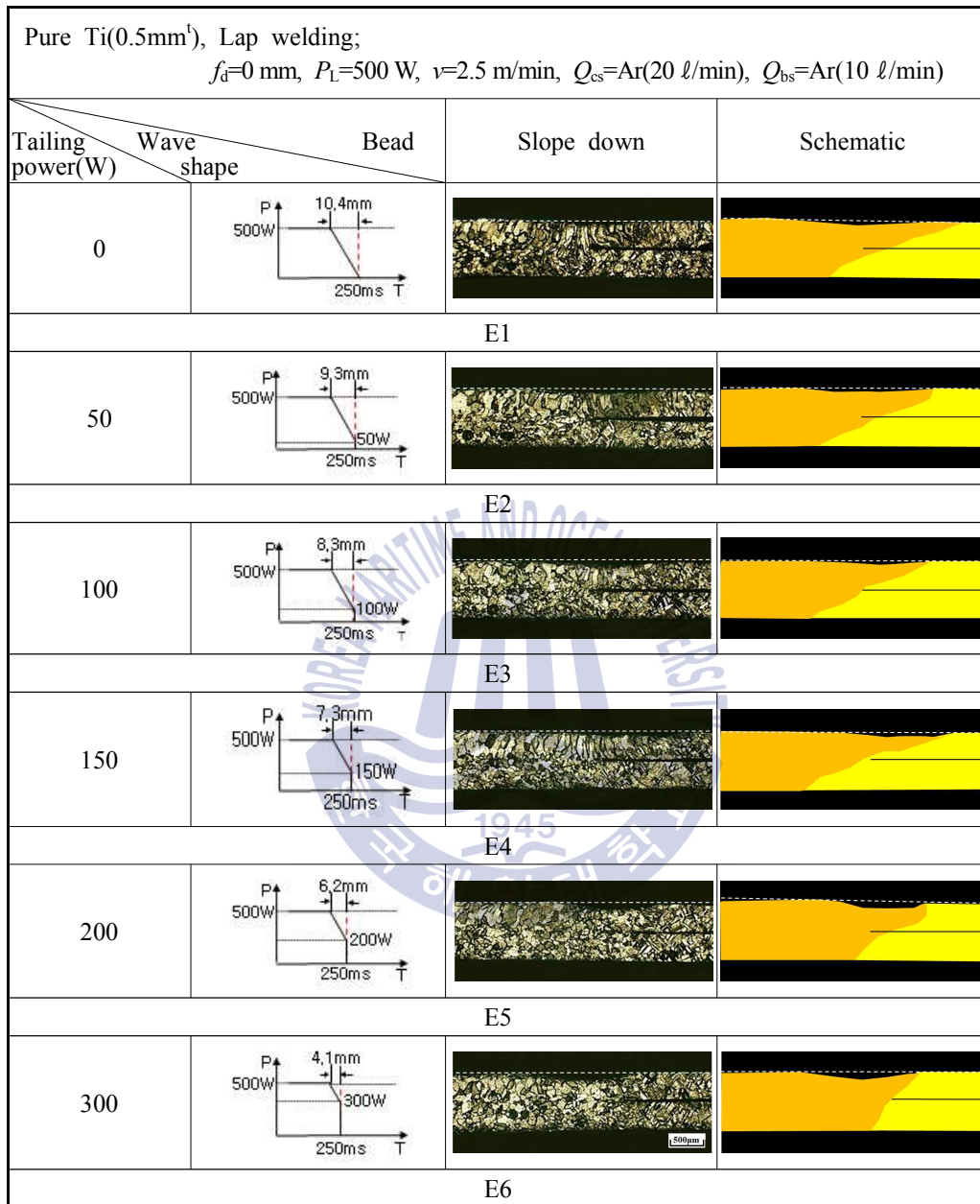


Fig. 4.43 Wave shape control of slope down in lap welding



(a) Front and back bead

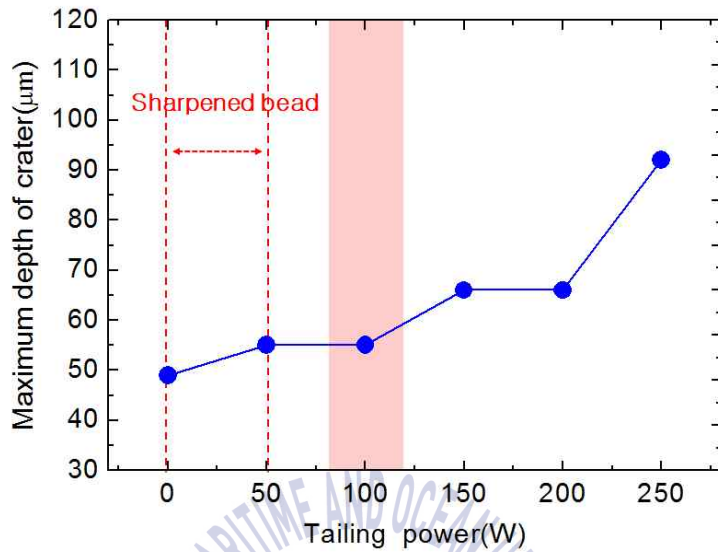
**Fig. 4.44** Slope down in lap welding with tailing power  
 $(P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



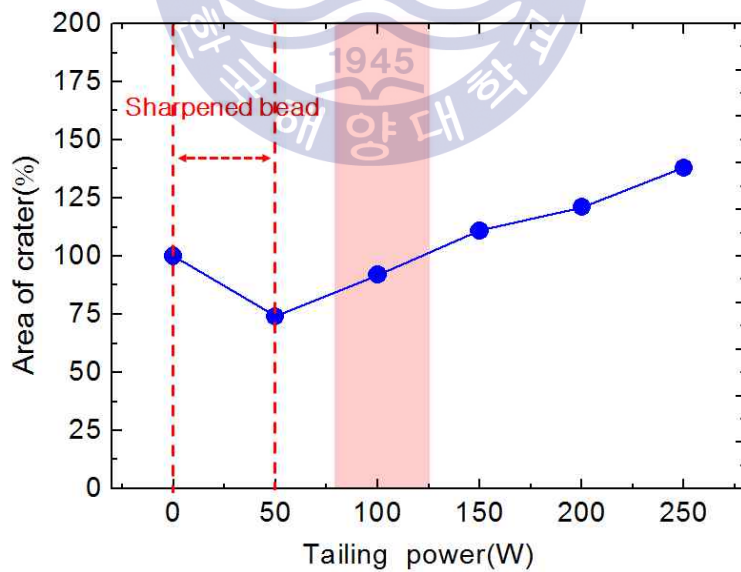
(b) Longitudinal section

**Fig. 4.44** To be continued

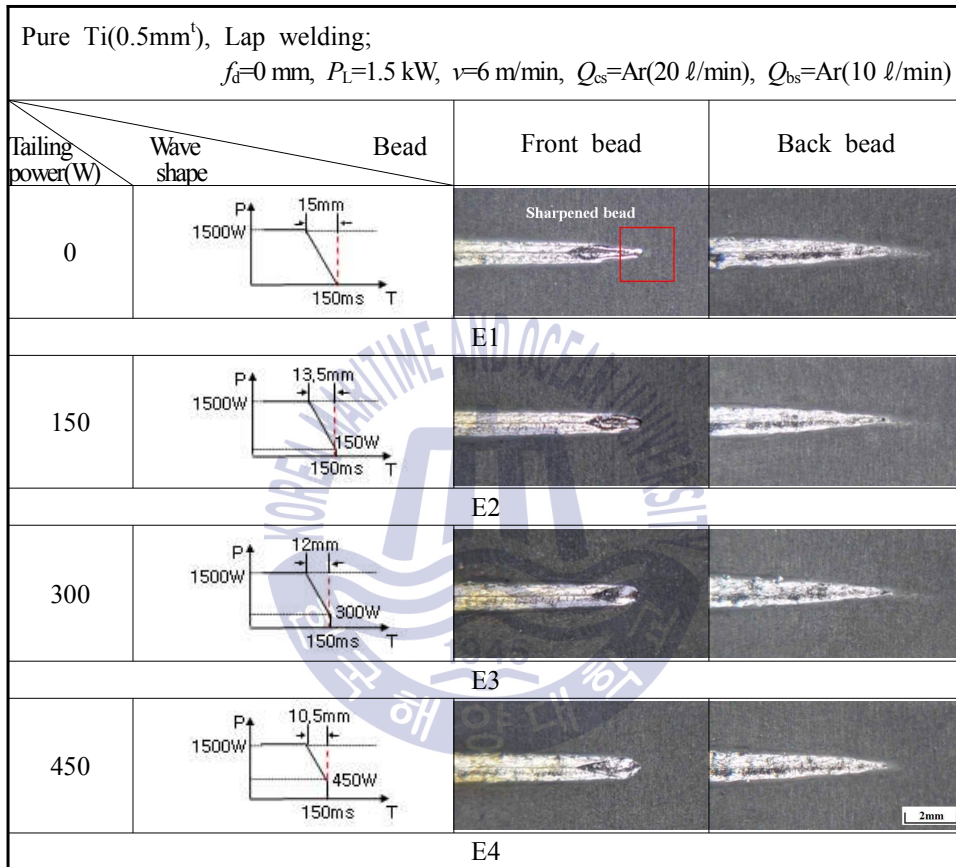




**Fig. 4.45** Maximum depth of crater with tailing power ( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

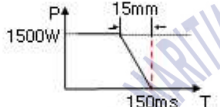
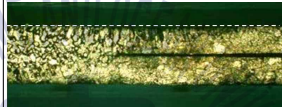
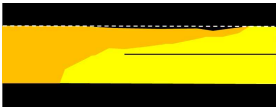
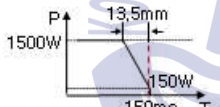

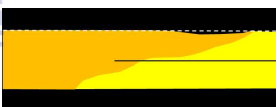
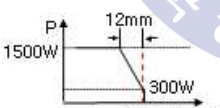


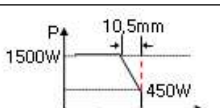
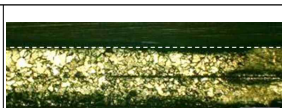
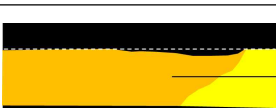


**Fig. 4.46** Area of crater with tailing power ( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



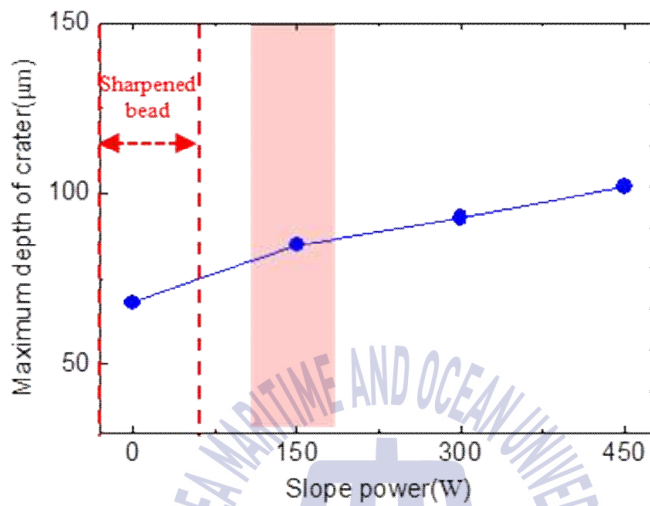
(a) Front and back bead

**Fig. 4.47** Slope down in lap welding with tailing power  
 $(P=1.5$  kW,  $v=6$ m/min)

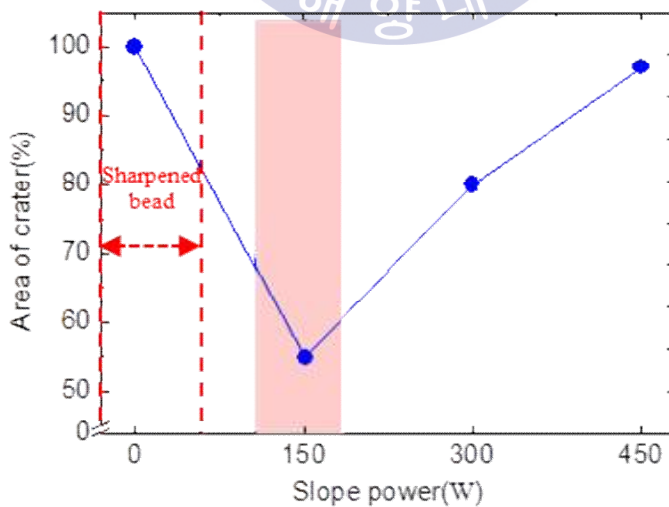
Pure Ti(0.5mm <sup>l</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=1.5$ kW, $v=6$ m/min, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)				
Tailing power(W)	Wave Shape	Bead	Slope down	Schematic
0				
E1				
150				
E2				
300				
E3				
450				
E4				

(b) Longitudinal section

**Fig. 4.47** To be continued



**Fig. 4.48** Maximum depth of crater with tailing power ( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)



**Fig. 4.49** Area of crater with tailing power ( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)

#### 4.4.3 중첩부 길이의 변화

완전용입이 이루어지는 용접조건에서 용접 시작부는 구형과 출력을 사용할 경우에도 레이저 빔 조사와 동시에 완전용입이 이루어지지 않는다. 이것은 레이저 빔 조사가 시작될 때, 용접부 표면에 조사된 레이저 빔은 대부분은 반사되어 그 중 수 %의 적은 에너지가 표면에 흡수되기 때문이다. 따라서 원형 용접을 할 때, 용접 시작부에서는 부분 용입 된 부분이 발생하며 이것은 용접끝단부가 용접 시작부의 부분 용입된 부분을 관통용접함으로써 균일한 이면비드를 얻을 수 있다.

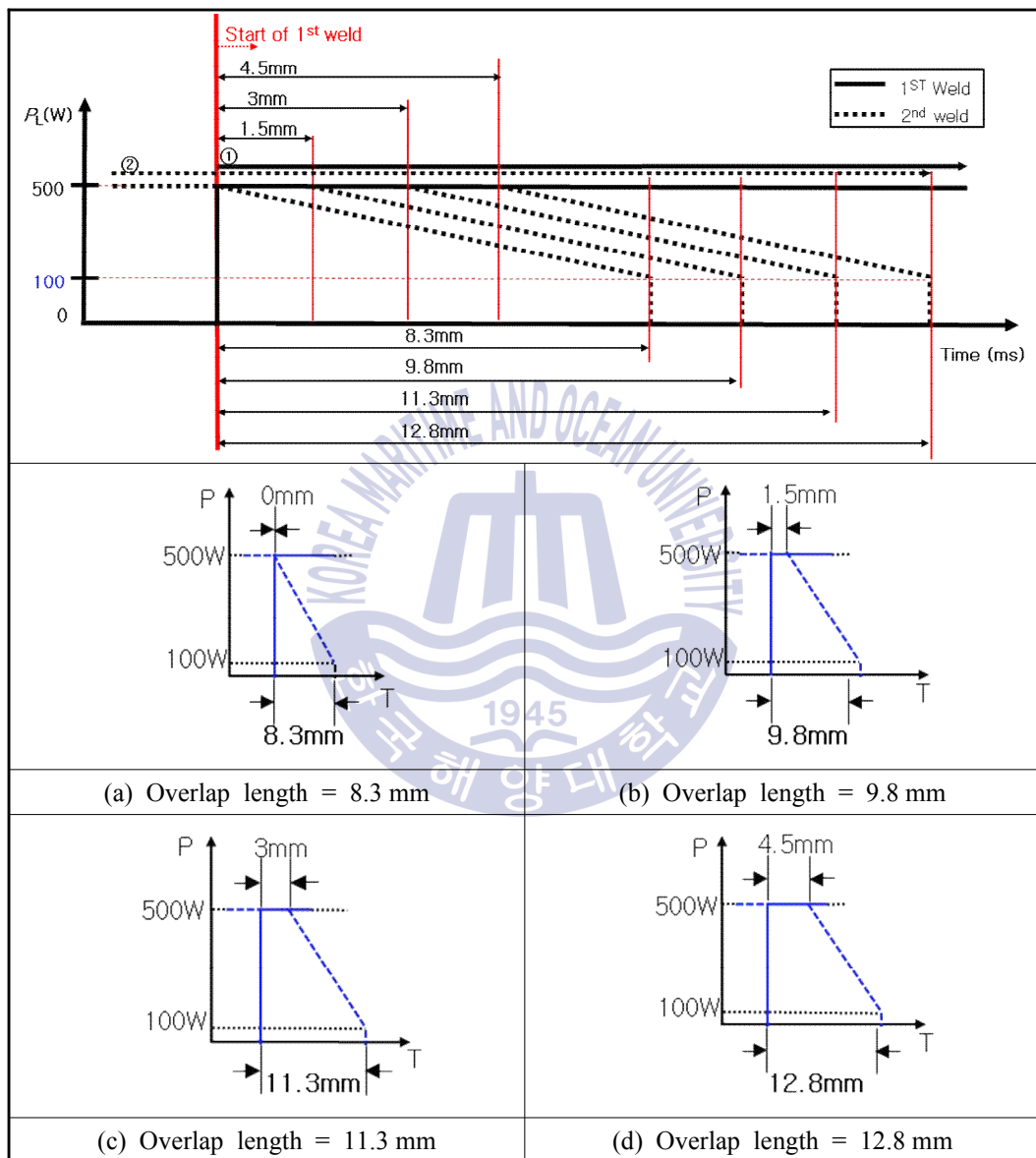
(1) 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건

**Fig. 4.50**는 중첩부 길이변화 실험의 출력파형그래프를 나타낸다. 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건에서 용접을 총 2번 실시하여 실선으로 나타낸 첫 번째 용접부에 점선으로 나타낸 두 번째 용접부를 중첩시키는 실험을 진행하였다. 첫 번째 용접은 슬롯 업 기능을 적용하지 않은 구형파를 사용하였고, 두 번째 용접은 슬롯 다운 기능을 적용하여 슬롯 다운 시간 250 ms에서 테일링 파워가 100 W일 때, 레이저 빔 조사가 정지되도록 하였다. 즉, 첫 번째 용접의 용접시작부와 두 번째 용접의 용접 끝단부가 중첩되도록 하였으며, 이 때 중첩부 길이를 8.3~12.8 mm까지 1.5 mm간격으로 변화하였다. 중첩부 길이가 8.3 mm일 경우에는 두 번째 용접이 첫 번째 용접과 중첩하는 동시에 슬롯다운을 시작하는 경우이며, 중첩부 길이 9.8 mm는 두 번째 용접이 첫 번째 용접을 1.5 mm중첩한 뒤 슬롯다운을 시작하는 경우이다.

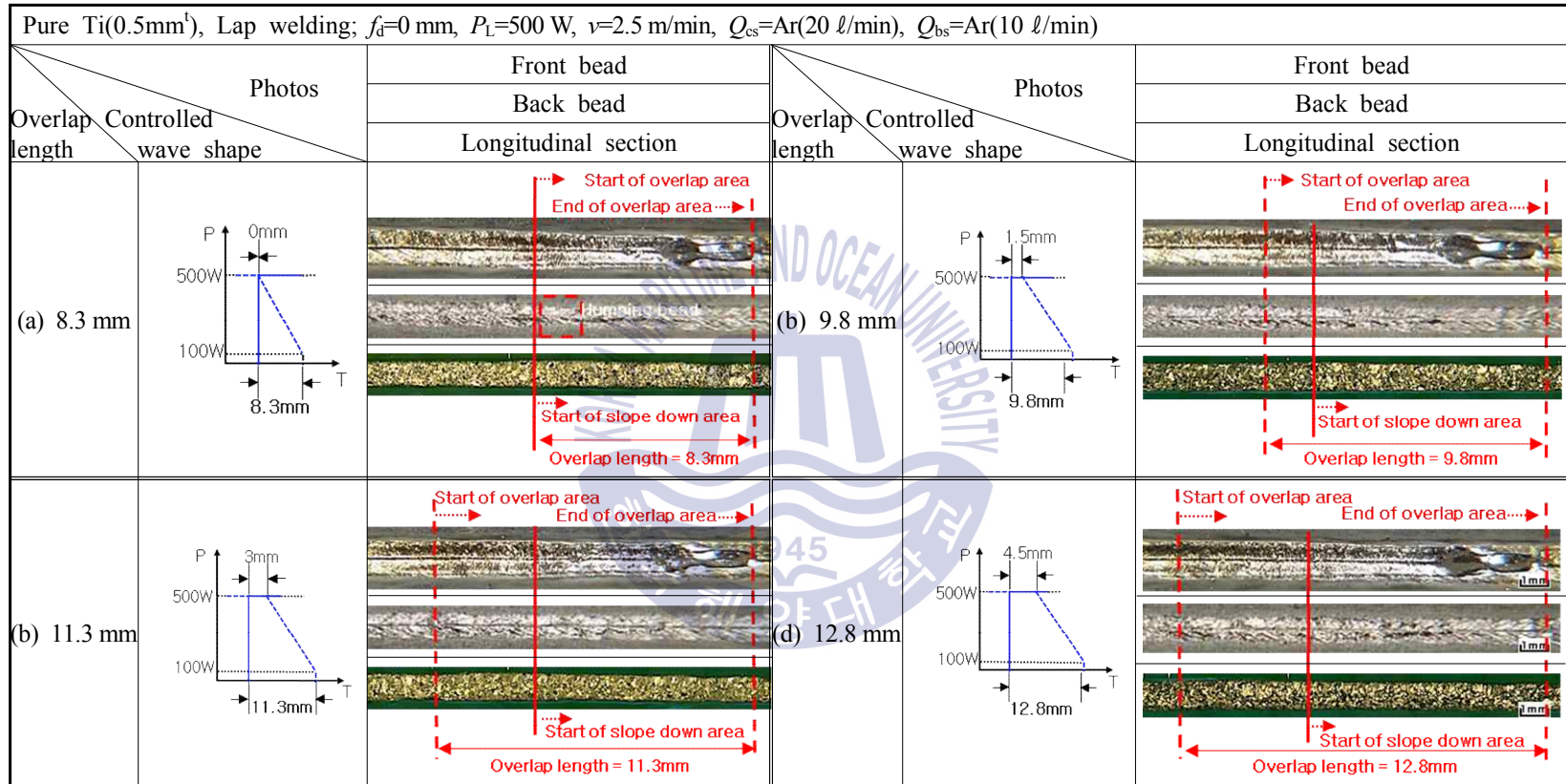
중첩부 길이변화에 따른 전면 및 이면 비드와 종단면의 사진을 **Fig. 4.51**에 나타낸다. 중첩부 길이가 8.3 mm일 때, 이면비드를 살펴보면 슬롯 다운 시작 지점부근에서 험핑비드가 발생하였다. 첫 번째 용접부는 용융되었다가 응고되면서 부피가 팽창하므로 두께가 증가하게 된다. 이 때 용접 시작부의 레이저 빔 조사시작점은 빔 흡수율이 낮아 상대적으로 적게 용융되므로 응고 시 팽창되는 부피도 작다. 중첩부 길이가 8.3 mm일 때는 두 번째 용접이 첫 번째 용접부와 중첩하는 동시에 슬롯다운을 시작하는 파형이다. 슬롯다운을 시작하게 되면 출력이 감소하므로 모재보다 두께가 두꺼워진 첫 번째 용접부를 관통용접하지 못하기 때문에 용입불량으로 인한 험핑비드가 발생한다.

중첩부 길이가 9.8 mm일 때, 이면비드의 험핑비드가 억제되었다. 중첩부 길이가 9.8 mm일 때는 두 번째 용접부가 첫 번째 용접부를 1.5 mm중첩한 뒤 슬롯다운을 시작하는 파형이다. 따라서 첫 번째 용접의 미용접부를 두 번째 용접이 관통용접하므로 험핑비드가 억제되었다. 따라서, 중첩부 길이가 9.8 mm일 때 균일한 이면비드를 얻을 수 있음을 확인하였다.





**Fig. 4.50** Wave shape control of slope up & down in lap welding  
( $P=500\text{ W}$ ,  $v=2.5\text{ m/min}$ )

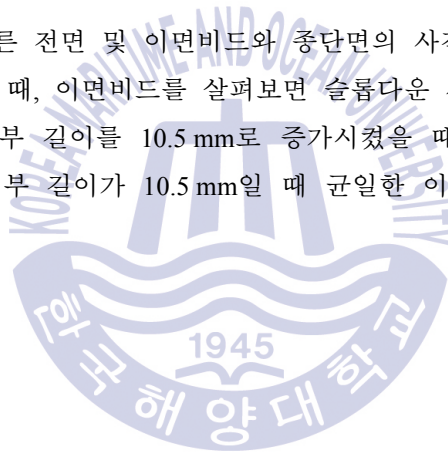


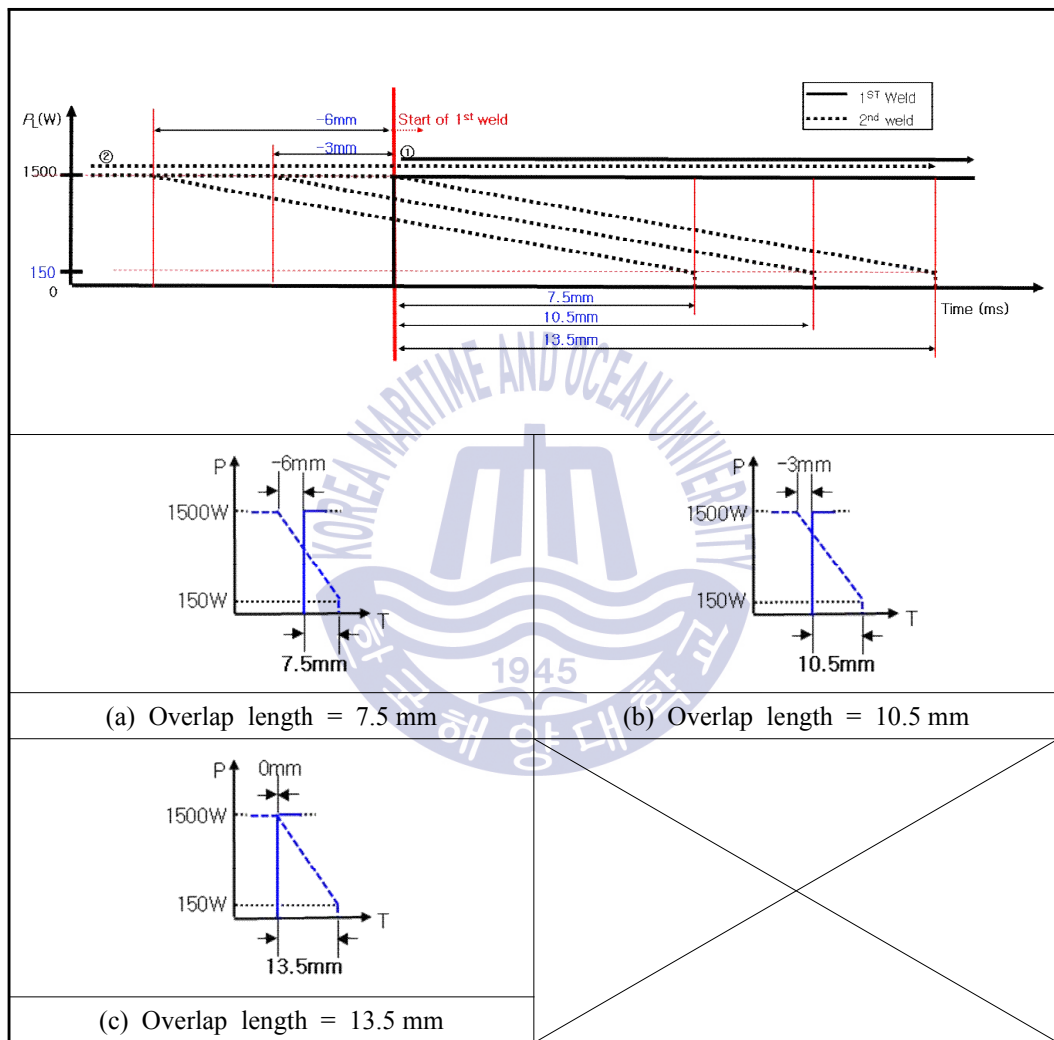
**Fig. 4.51** Various bead appearance and longitudinal section with overlap length in lap welding( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

(2) 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건

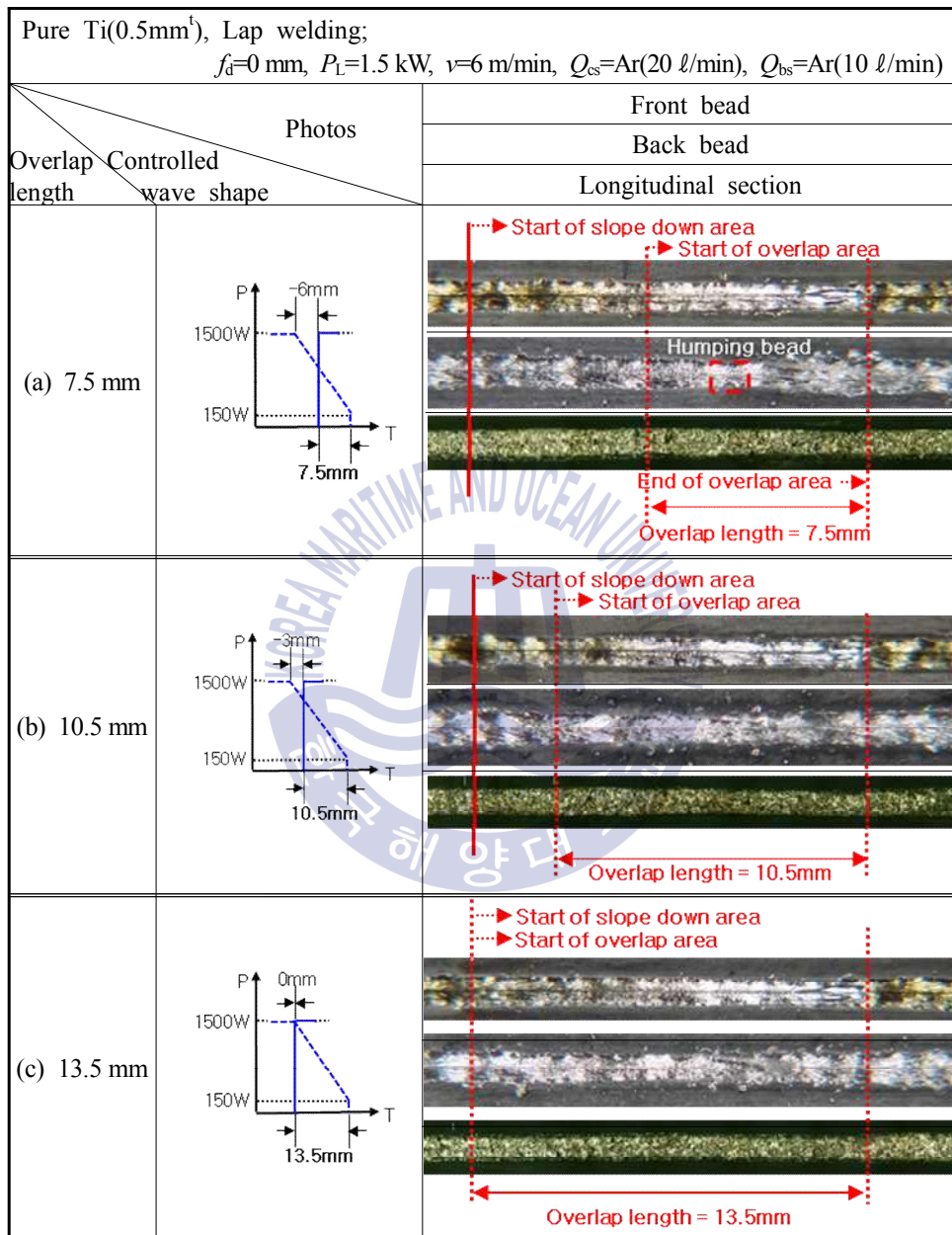
**Fig. 4.52**는 중첩부 길이변화 실험의 출력파형그래프를 나타낸다. 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건에서 용접을 총 2번 실시하여 실선으로 나타낸 첫 번째 용접부에 점선으로 나타낸 두 번째 용접부를 중첩시키는 실험을 진행하였으며, 첫 번째 용접은 슬롯 업 기능을 적용하지 않은 구형파를 사용하였고, 두 번째 용접은 슬롯 다운 기능을 적용하여 슬롯 다운 시간 150 ms에서 tailing power가 150 W일 때, 레이저 빔 조사가 정지되도록 하였다. 즉, 첫 번째 용접의 용접시작부와 두 번째 용접의 용접 끝단부가 중첩되도록 하였으며, 이 때 중첩부 길이를 7.5~13.5 mm까지 3 mm간격으로 변화하였다. 중첩부 길이 7.5 mm는 두 번째 용접이 첫 번째와 중첩되기 3mm전에 슬롯다운을 시작하는 경우이며, 중첩부 길이 10.5 mm는 두 번째 용접이 첫 번째 용접과 중첩하는 동시에 슬롯다운을 시작하는 경우이다.

중첩부 길이변화에 따른 전면 및 이면비드와 종단면의 사진을 **Fig. 4.53**에 나타낸다. 중첩부 길이가 7.5 mm일 때, 이면비드를 살펴보면 슬롯다운 시작 지점부근에서 험핑비드가 발생하였으나 중첩부 길이를 10.5 mm로 증가시켰을 때, 이면비드의 험핑비드가 억제되었다. 따라서 중첩부 길이가 10.5 mm일 때 균일한 이면비드를 얻을 수 있음을 확인하였다.





**Fig. 4.52** Wave shape control of slope up & down in lap welding ( $P=1.5$  kW,  $v=6$ m/min)



**Fig. 4.53** Various bead appearance and longitudinal section with overlap length in lap welding( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)



## 4.5 용접부의 기계적 특성 평가

### 4.5.1 경도 특성

#### (1) 출력 파형제어 적용 유무에 따른 경도특성

가. 출력 500W, 용접속도 2.5m/min 조건

Fig. 4.54와 Fig. 4.55은 레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min 조건에서 파형제어 기능을 적용한 경우와 적용하지 않은 경우의 경도특성을 비교하여 나타낸다. 경도 시험 조건은 하중 100 g/mm<sup>2</sup>, 유지시간은 10초로 하였으며, 경도측정 위치는 상부 표면으로부터 250  $\mu$ m아래이며 압흔 간격은 100  $\mu$ m이다.

Fig. 4.54은 용접끝단부에 슬롭다운을 적용하지 않았을 경우의 종단면 및 경도분포를 나타낸다. 용접끝단부에 슬롭다운을 적용하지 않았으므로 크레이터와 험핑비드가 발생한 것을 볼 수 있다. 각 영역별 평균 경도값은 용접부 175.1 Hv, 모재 146 Hv을 나타내었으며, 크레이터 부분은 용접부보다 높은 189.3 Hv의 경도값을 나타내었다. 이것은 용접끝단부에서 레이저 빔 조사가 정지함에 따라 용접부가 급속으로 냉각되어 경도값이 증가한 것으로 판단된다.

Fig. 4.55은 용접끝단부에 슬롭다운을 적용한 경우의 종단면 및 경도분포를 나타낸다. 용접끝단부에 슬롭다운을 적용하였으므로 크레이터와 험핑비드가 억제된 것을 볼 수 있다. 각 영역별 평균 경도값은 용접부 177.3 Hv, 모재 141 Hv을 나타내었으며, 크레이터 부분은 용접부보다 낮은 163.8 Hv의 경도값을 나타내었다. 이것은 용접끝단부에서 슬롭다운을 적용함으로써 레이저 빔 조사 정지가 지연됨에 따라 용융액이 급속으로 냉각되지 않고 보다 점진적으로 응고되었기 때문으로 판단된다. 또한 슬롭다운부에서 용접부보다 경도값이 감소하는 이유는 슬롭다운부에서 출력이 서서히 감소하므로 입열량 감소로 인해 비드 색이 금색에서 은백색으로 변화하였기 때문으로 생각된다.

Fig. 4.56와 Fig. 4.57은 파형제어 적용유무에 따른 크레이터 부분의 경도특성을 세밀하게 분석한 결과를 나타낸다. 경도시험은 하중 100 g, 압흔 간격 100  $\mu$ m, 지속시간 10초로 측정되었다. 측정된 경도값을 표와 같이 색으로 변환하여 각 영역별로 경도값을 표현하였다. 색깔은 검은색에서 흰색까지 명도차이로 구분하였으며 검은색이 211 Hv이상, 흰색이 150 Hv이하이고 검은색과 흰색사이의 각 색깔별 차이는 10 Hv이다.

Fig. 4.56은 파형제어를 적용하지 않은 경우 크레이터 부분의 경도특성을 나타낸다.

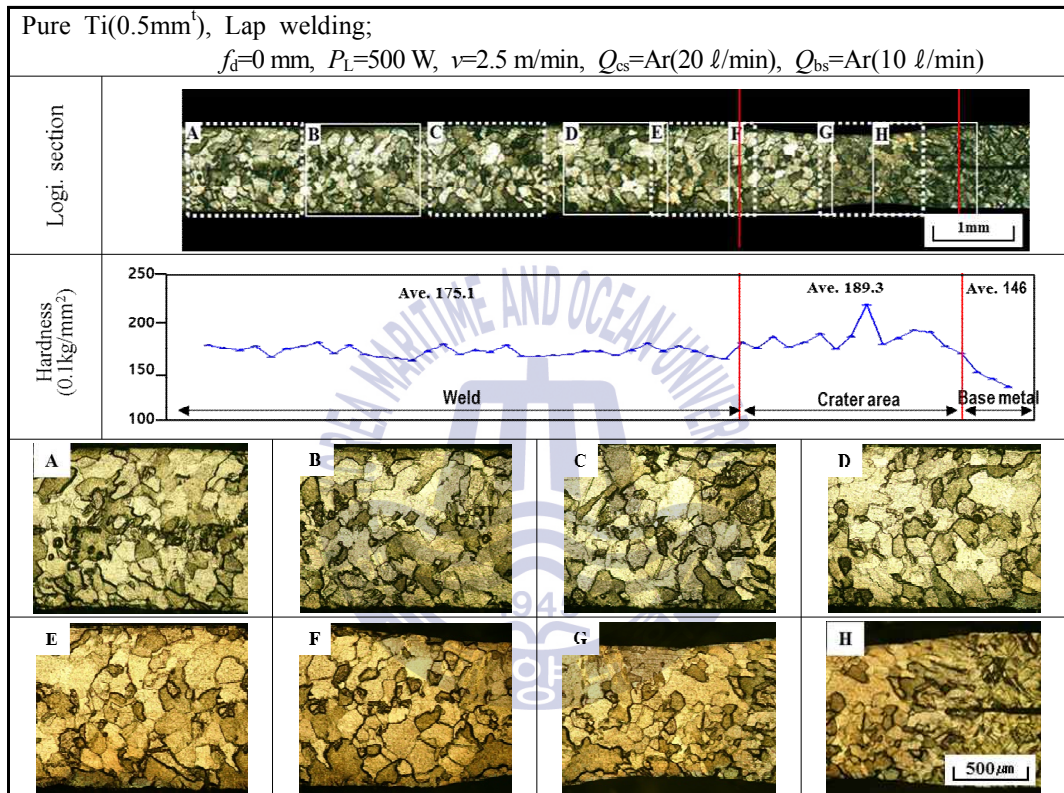
모재 140~150 Hv, 용접부 170~180 Hv의 경도값을 나타낸 반면 크레이터 부분은 경도값이 190Hv이상이었으며 부분적으로는 최대 211 Hv이상을 나타내었다. 211 Hv의 높은 경도값은 크레이터의 뒷부분에 집중되는 경향을 나타내었다. 이러한 경도분포경향을 통해 응고 시 각 영역별 냉각속도의 차이를 간접적으로 파악할 수 있다. 응고 시 냉각속도는 경도값이 상대적으로 낮은 영역은 느리게, 경도값이 상대적으로 높은 영역은 빠르다고 할 수 있으며, 211 Hv의 경도값이 나타난 크레이터의 뒷부분이 앞부분보다 빠르게 냉각되었음을 알 수 있다. 각 영역을 확대한 사진을 각각 A, B, C에 나타내며 A영역보다 B영역의 조직의 크기가 더 작은 것을 확인할 수 있다. 또한 C영역에서는 급속응고로 인해 텐드라이트 형상의 조직이 나타난다. 따라서 크레이터부분은 용접부보다 빠른속도로 냉각되므로 경도값이 상승하였으며 크레이터가 가장 깊은 부분을 중심으로 크레이터의 앞부분보다 뒷부분이 경도값이 높으므로 크레이터의 뒷부분이 균열감수성이 가장 높은 것으로 생각된다.

Fig. 4.57은 과형제어를 적용한 경우 크레이터 부분의 경도값을 나타낸다. 모재 140~150 Hv, 용접부 170~180 Hv의 경도값을 나타내었으며, 크레이터 부분은 용접부와 유사한 경도값을 나타내었다. 슬롭다운을 적용하게 되면 레이저 출력이 0 W에 이르기까지 서서히 감소하다가 빔 조사가 정지하므로 크레이터가 용접부와 비슷한 냉각속도로 응고되는 것으로 생각된다. 따라서 과형제어를 적용할 경우 크레이터부분의 균열감수성이 감소한다.

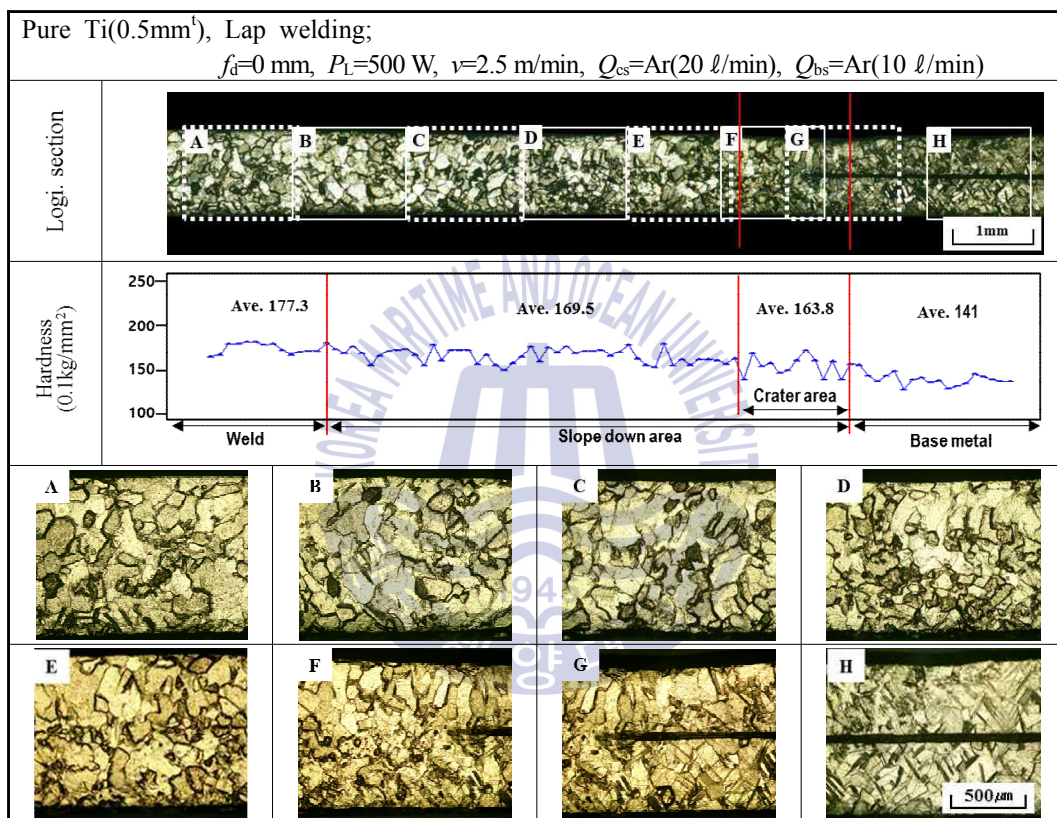
Fig. 4.58와 Fig. 4.59은 과형제어를 적용하지 않았을 경우에 크레이터 부분의 성분분석 결과를 나타낸다. Fig. 4.58의 EDS 점분석 결과를 살펴보면 티타늄, 산소 및 질소 3가지 원소가 검출되었으며 전면과 이면 비드 표면인 No.1과 No.2에서 산소와 질소량이 보다 높게 나타났다. Fig. 4.59의 EPMA 맵핑 결과를 살펴보면 EDS 점분석 결과와 유사하게 전면 비드 표면인 No.1에서 산소와 질소량이 높게 나타나며 No.2~5는 성분 분포가 서로 유사하였다.

Fig. 4.60와 Fig. 4.61은 과형제어를 적용한 경우에 크레이터 부분의 성분분석 결과를 나타낸다. Fig. 4.60의 EDS 점분석 결과를 살펴보면 티타늄, 산소 및 질소 3가지 원소가 검출되었으며 성분량은 서로 유사하였다. Fig. 4.61의 EPMA 맵핑 결과를 살펴보면 No.1~3 모두 성분분포가 유사하였으며 비드 표면에 산소량이 높게 검출되었다.

따라서, 과형제어를 적용유무에 따라 용접부의 성분분포는 큰 차이를 나타내지 않았으며 전면 비드 표면에 산소량이 높게 나타났다.

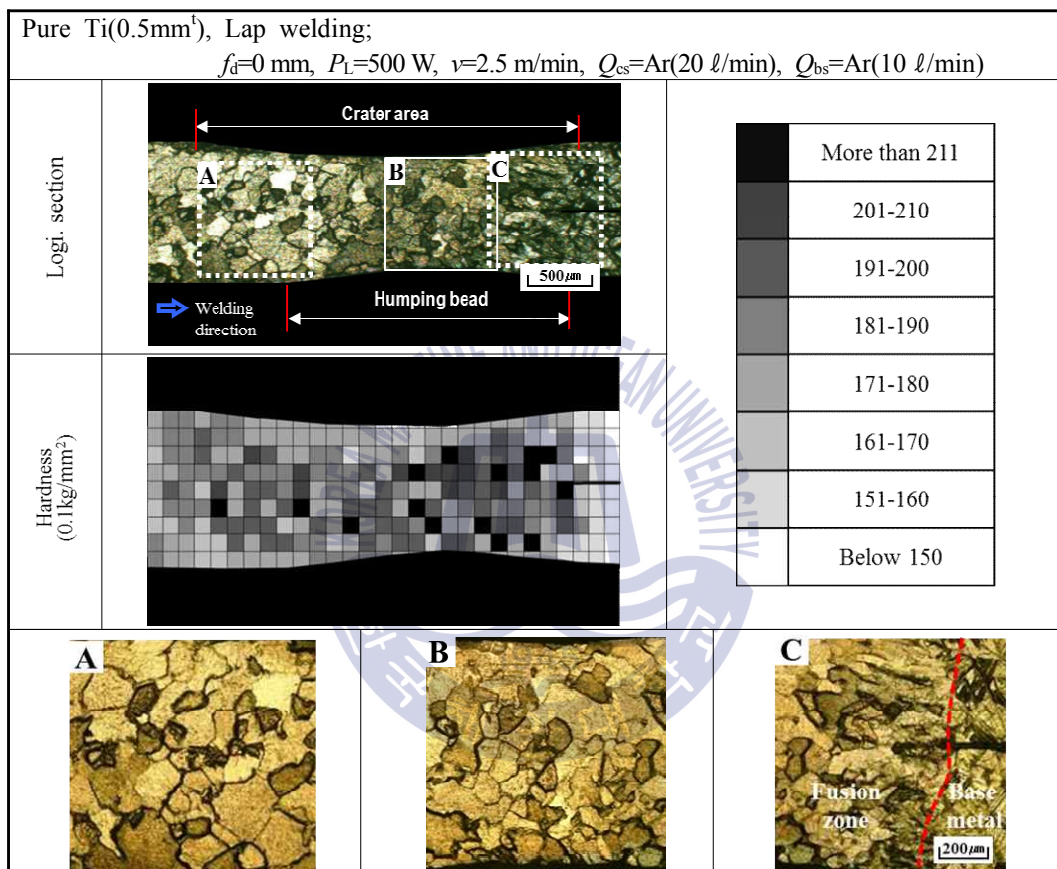


**Fig. 4.54** Hardness distribution of no-slope down weld( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



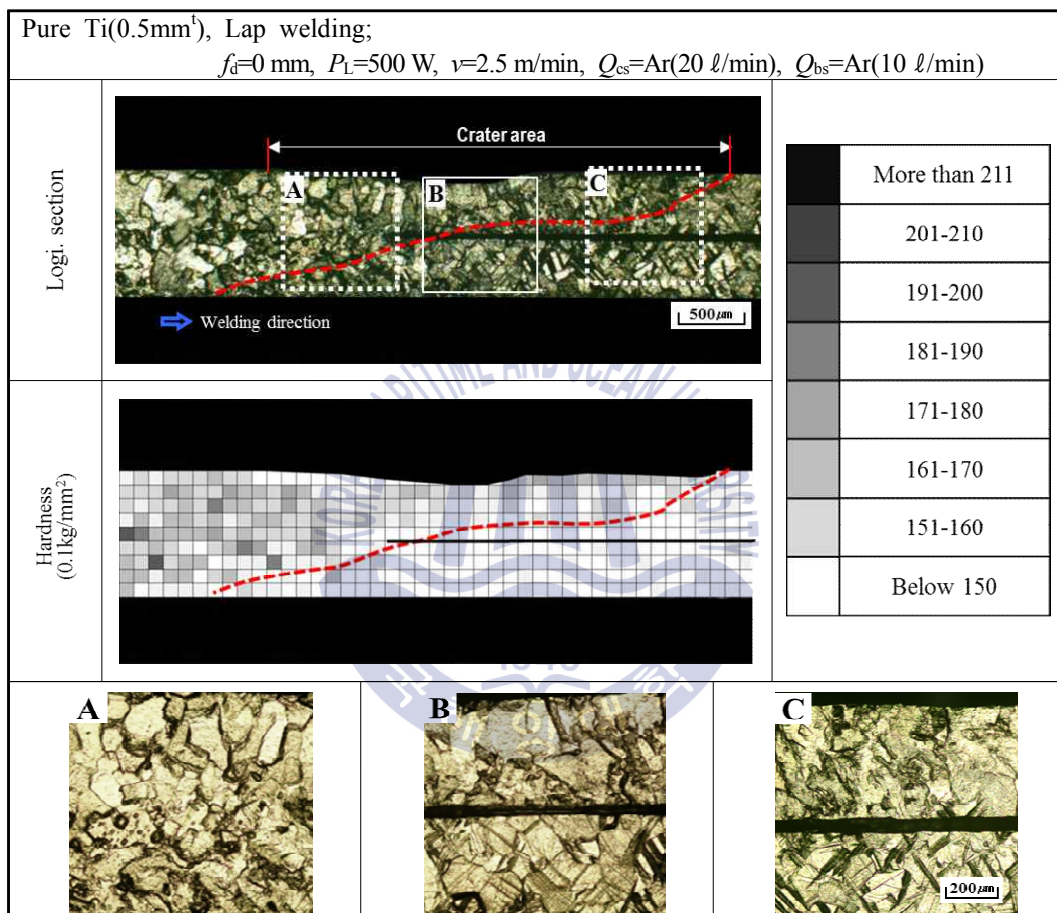
**Fig. 4.55** Hardness distribution of slope down weld( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)





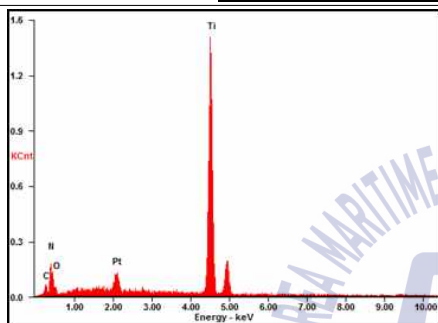
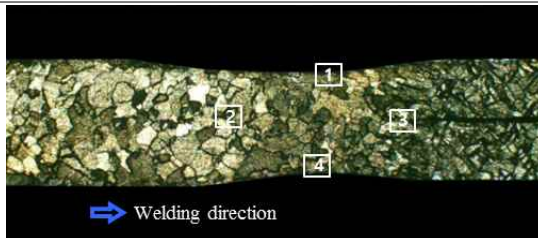
**Fig. 4.56** Hardness distribution of crater no-slope down crater( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



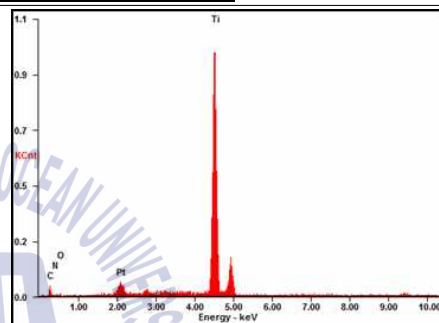


**Fig. 4.57** Hardness distribution of slope down crater( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

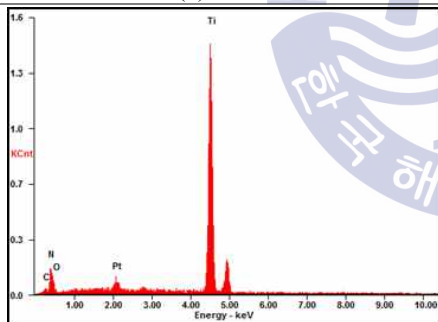
Pure Ti(0.5mm<sup>l</sup>), Lap welding;  
 $f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=2.5$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



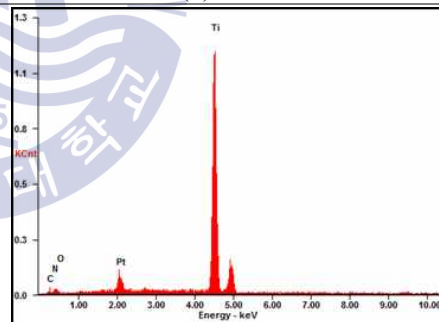
(a) No.1



(b) No.2



(c) No.3

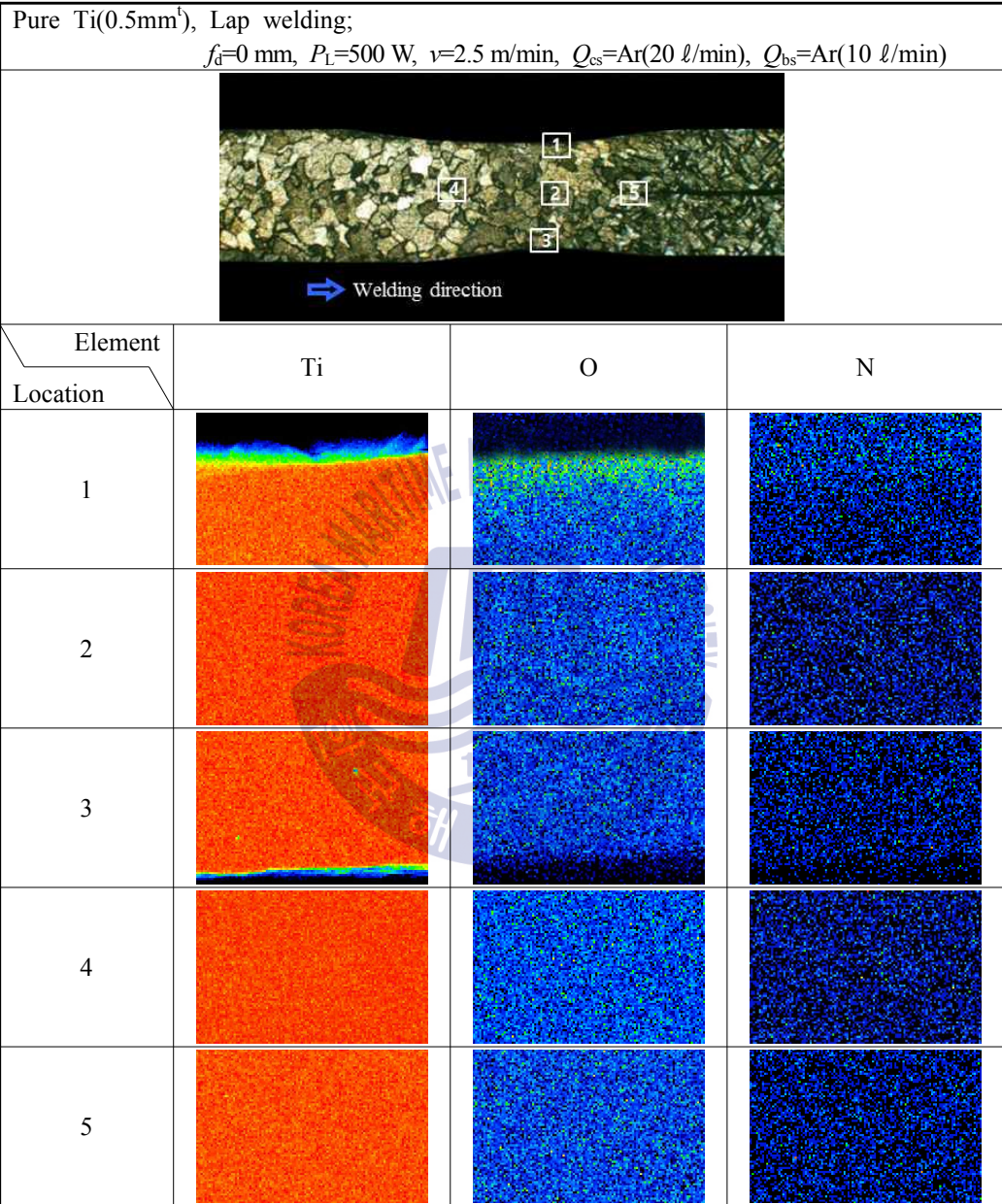


(d) No.4

No.	Elements content(At%)			
	Ti	N	O	C
1	64.4	18.5	10	5.6
2	89.3	2.2	3.4	3.7
3	87	3.6	3.5	3.9
4	75.5	10.1	9.8	3.5

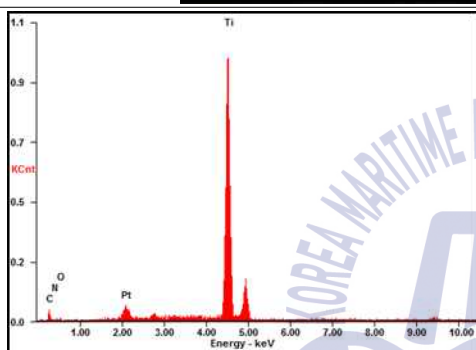
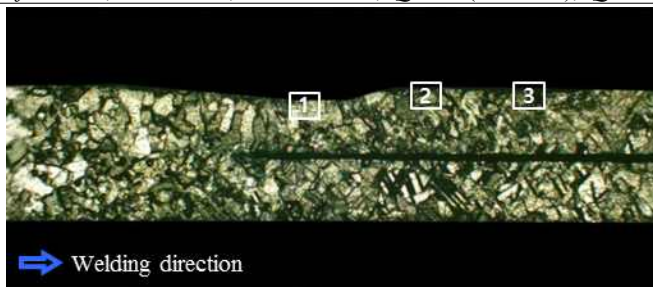
(e) Result of EDS analysis

**Fig. 4.58** Results of EDS spot analysis of no-slope down weld

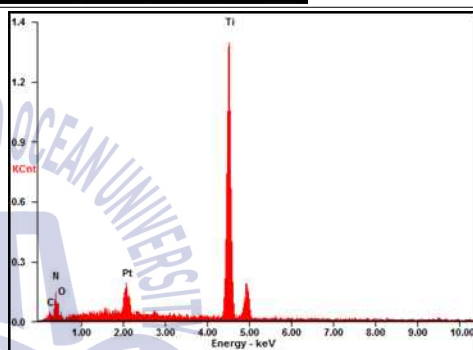


**Fig. 4.59** Results of EPMA analysis of no-slope down weld

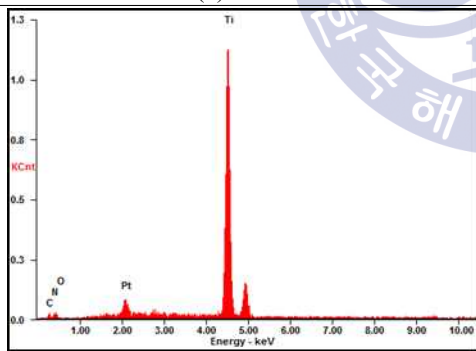
Pure Ti(0.5mm<sup>t</sup>), Lap welding;  
 $f_d=0$  mm,  $P_L=500$  W,  $v=2.5$  m/min,  $Q_{cs}=Ar(20$  l/min),  $Q_{bs}=Ar(10$  l/min)



(a) No.1



(b) No.2



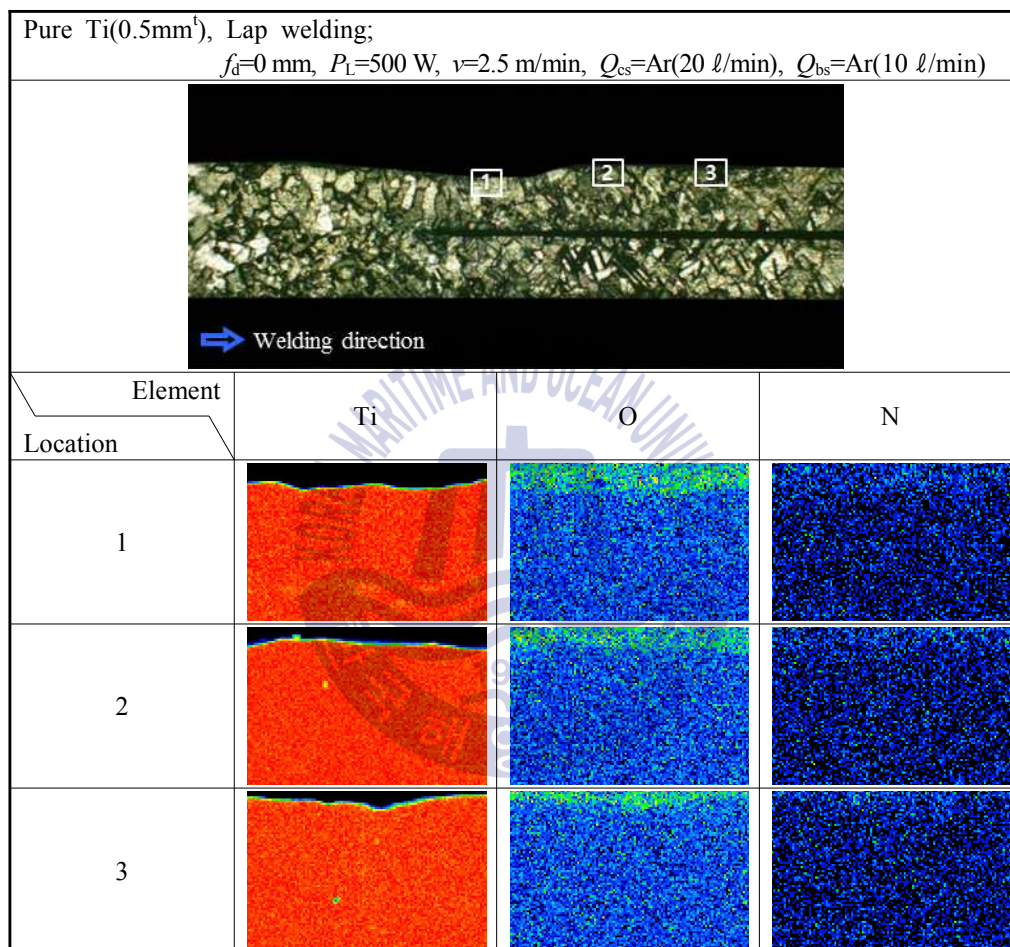
(c) No.3

No.	Elements content(At%)			
	Ti	N	O	C
1	89.3	2.2	3.4	3.7
2	75.3	5.8	6.4	8.0
3	84.0	2.5	4.4	6.4

(e) Result of EDS analysis

**Fig. 4.60** Results of EDS spot analysis of slope down weld





**Fig. 4.61** Results of EPMA analysis of slope down weld

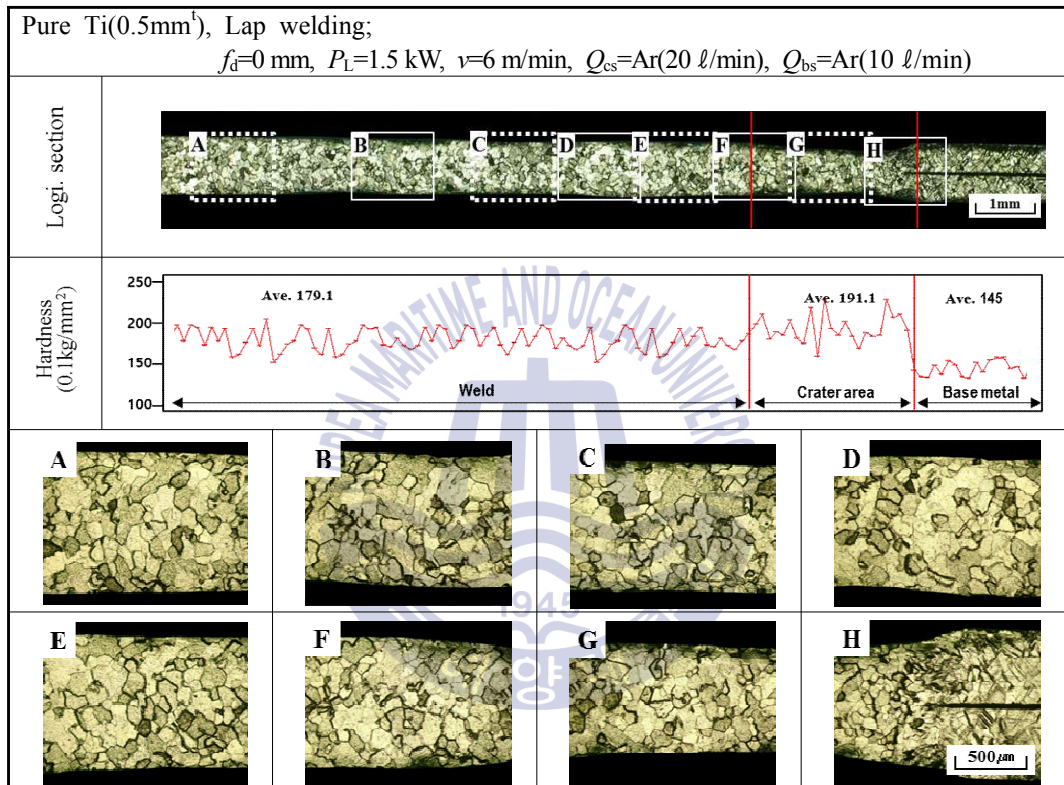


나. 레이저 출력 1.5kW, 용접속도 6m/min 조건

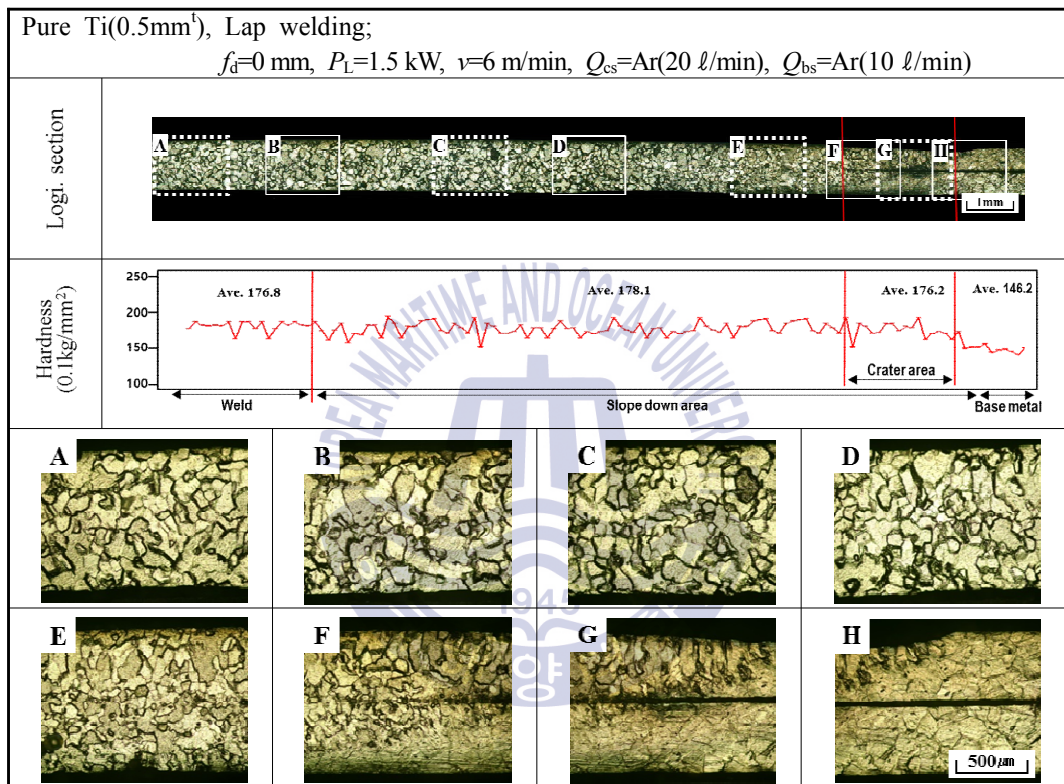
Fig. 4.62와 Fig. 4.63은 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min 조건에서 파형제어를 적용한 경우와 적용하지 않은 경우의 경도특성을 비교하여 나타낸다. 경도 시험 조건은 하중  $100\text{ g/mm}^2$ , 유지시간은 10초로 하였으며 경도측정 위치는 상부 표면  $250\text{ }\mu\text{m}$ 아래에서  $100\text{ }\mu\text{m}$ 간격으로 측정하였다.

Fig. 4.62은 용접끝단부에 슬롭다운을 적용하지 않은 경우의 종단면 및 경도분포를 나타낸다. 용접끝단부에 슬롭다운을 적용하지 않았으므로 크레이터와 험핑비드가 발생한 것을 볼 수 있다. 각 영역별 평균 경도값은 용접부  $179.1\text{ Hv}$ , 모재  $145\text{ Hv}$ 을 나타내었으며, 크레이터 부분은 용접부보다 높은  $191.1\text{ Hv}$ 의 경도값을 나타내었다. 이것은 용접끝단부에서 레이저 빔 조사가 정지함에 따라 용접부가 급속으로 냉각되어 경도값이 증가한 것으로 판단된다.

Fig. 4.63은 용접끝단부에 슬롭다운을 적용한 경우의 종단면 및 경도분포를 나타낸다. 용접끝단부에 슬롭다운을 적용하였으므로 크레이터와 험핑비드가 억제된 것을 볼 수 있다. 각 영역별 평균 경도값은 용접부  $176.8\text{ Hv}$ , 모재  $146.2\text{ Hv}$ 을 나타내었으며, 크레이터 부분은 용접부 경도와 비슷한  $176.2\text{ Hv}$ 의 경도값을 나타내었다. 이것은 용접끝단부에서 슬롭다운을 적용함으로써 레이저 빔 조사 정지가 지연됨에 따라 용융액이 보다 점진적으로 응고되었기 때문으로 판단된다. 500 W, 2.5 m/min조건과 달리 슬롭다운부의 경도값이 용접부와 유사하게 나타난 이유는 용접끝단부에 가해지는 입열량이 상대적으로 낮아 냉각속도가 보다 증가하였기 때문으로 생각된다. 용접끝단부에 가해진 입열량을 500 W, 2.5 m/min 조건과 비교하였을 때 약 30% 낮게 나타났으며 이것은 레이저 빔 조사가 정지되는 부분은 출력이 0에 가깝기 때문에 용접속도가 지배적인 요인으로 작용하였기 때문이다.



**Fig. 4.62** Hardness distribution of no-slope down weld( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)



**Fig. 4.63** Hardness distribution of slope down weld( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)

## (2) 비드 중첩부의 경도특성

가. 출력 500W, 용접속도 2.5m/min 조건

레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min에서 한 번 용접한 부분과 두 번 용접한 중첩부의 경도특성을 비교하였다. Fig. 4.64은 파형그래프, 종단면의 사진 및 경도특성을 나타낸다. 파형그래프는 이전의 실험에서 도출된 최적의 조건을 적용하여 첫 번째 용접은 슬롯업 기능을 적용하지 않은 구형파를 사용하였으며 두 번째 용접은 첫 번째 용접부를 1.5 mm중첩한 뒤 슬롯 다운을 시작하여 테일링 파워가 100 W일 때 레이저 빔 조사가 정지하도록 하였다. 종단면을 관찰해보면 A(두 번째 용접부)와 D(첫 번째 용접부)가 한 번 용접한 부분이며 B(중첩부 중 미 슬롯다운부)와 C(중첩부 중 슬롯다운부)는 두 번 용접한 중첩부이다. 경도측정은 하중  $100 \text{ g/mm}^2$ , 유지시간은 10초로 하였으며 경도측정 위치는 종단면의 중심부를 기준으로  $100 \mu\text{m}$ 간격으로 측정하였다. 각 구간의 평균 경도값을 계산하여 비교하였으며, A구간 175 Hv, B구간 175.2 Hv, C구간 168.1 Hv, D구간 172.2 Hv로 한 번 용접한 부분보다 중첩한 부분의 경도값이 다소 감소하였다.

Fig. 4.65에 종단면의 각 사진을 확대하여 나타낸다. 종단면은 A, H한번 용접한 부분과 B~G 중첩구간으로 나눌 수 있으며 중첩구간은 슬롯다운시작 전에 중첩한 부분과 슬롯다운부로 나눌 수 있다. 이 때, B는 두 번째 용접부와 슬롯다운을 하지 않은 중첩부의 경계이며 G는 슬롯다운부와 첫 번째 용접부의 경계를 나타낸다. A, H 한 번 용접한 부분을 관찰해보면 조직의 모양이 뚜렷하지 않고 크기가 작은 반면, B~G 중첩한 부분은 조직의 모양이 뚜렷하며 재용융되면서 조직이 조대화되어 상대적으로 조직의 크기가 증가한 것을 볼 수 있다. 따라서 중첩부에서 조직의 크기가 증가하였으므로 경도값이 다소 감소한 것으로 판단된다.

Fig. 4.66은 파형제어 적용 유무에 따른 경도 특성을 비교하기 위하여 용접끝단부의 크레이터 횡단면을 채취하여 각각 비교하여 나타낸다. 점선은 횡단면을 채취하기 위한 절단 위치를 나타내며 파형제어를 적용하지 않은 경우 전면 및 이면 비드에 발생하는 크레이터와 험핑비드로 인해 횡단면 사진에서 위.아래 부분이 움푹 파인 것을 볼 수 있으며 파형제어를 적용한 경우 크레이터 및 험핑비드가 억제되어 움푹 파인 정도가 크게 완화된 것을 볼 수 있다. 횡단면의 경도값을 비교해보면 파형제어를 적용하지 않은 경우 용융부 평균 경도값이 200 Hv, 파형제어를 적용한 경우 176 Hv으로 파형제어를 적용하지 않은 경우가 약 30 Hv정도 높은 것을 볼 수 있다. 이것은 파형제어를 적용하지 않을 경우 크레이터가 급속으로 냉각되었기 때문이다.

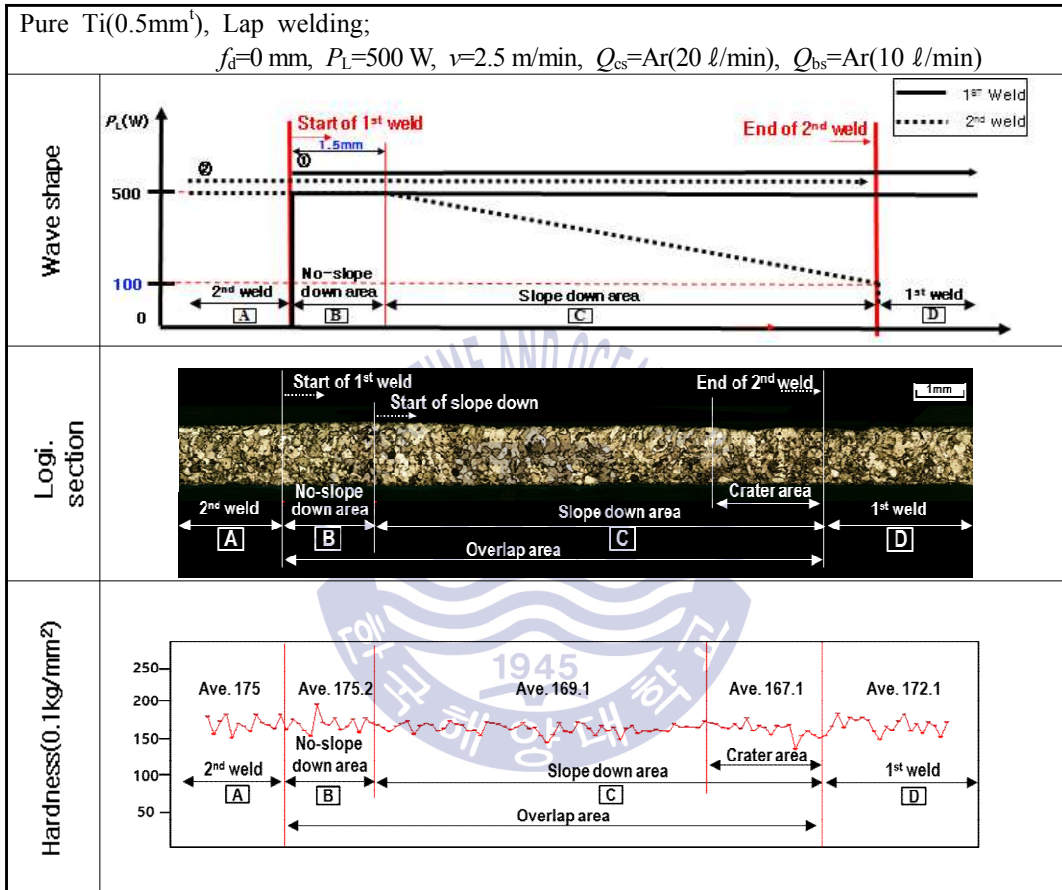


Fig. 4.64 Hardness distribution of overlap weld( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



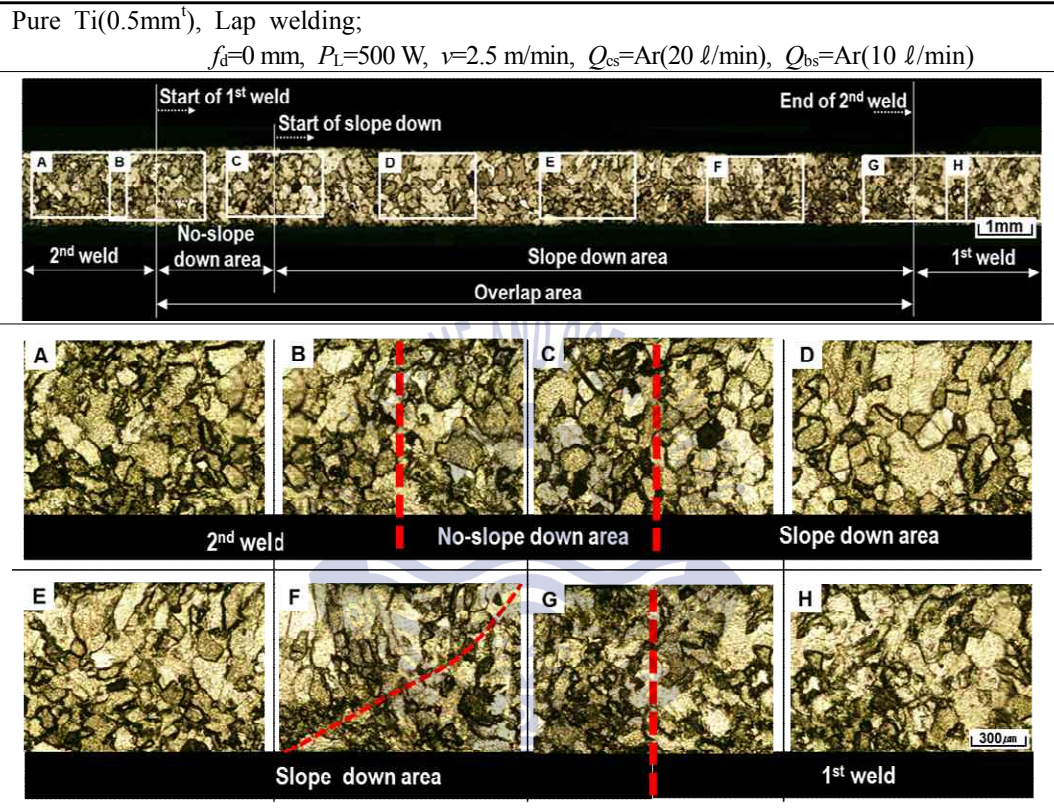
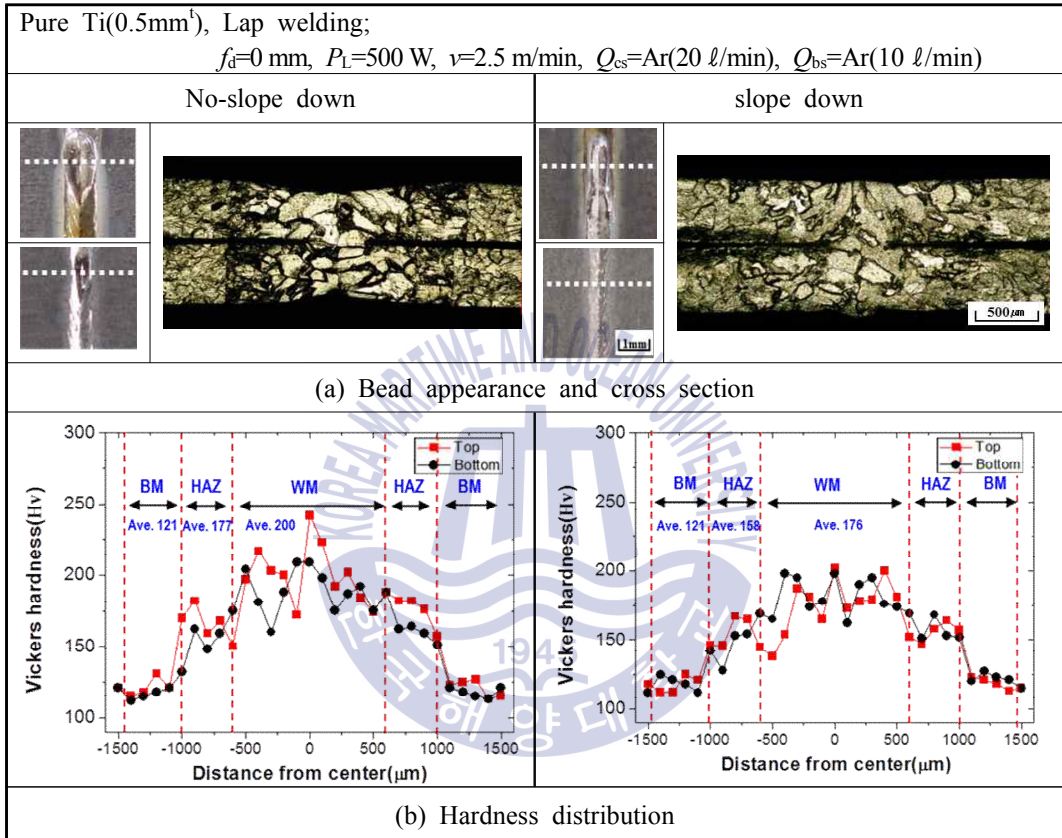


Fig. 4.65 Microstructures of overlap weld( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)



**Fig. 4.66** Comparison of hardness on cross section of no-slope down and slope down weld( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

나. 레이저 출력 1.5kW, 용접속도 6m/min 조건

레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min에서 한 번 용접한 부분과 두 번 용접한 중첩부의 경도특성을 비교하였다. Fig. 4.67은 파형그래프, 종단면 및 경도특성을 나타낸다. 파형 그래프는 전 실험에서 도출된 최적의 조건을 적용하여 첫 번째 용접은 슬롯업 기능을 적용하지 않은 구형파를 사용하였으며 두 번째 용접은 첫 번째 용접부 3mm전에서 슬롯다운을 시작하여 테일링 파워가 150 W일 때 레이저 빔 조사가 정지하도록 하였다. 종단면을 관찰해보면 A(두 번째 용접부), B(슬롯다운 구간 중 미 중첩부간), D(첫 번째 용접부)가 한 번 용접한 부분이며 C(슬롯다운 구간 중 중첩구간)가 두 번 용접한 중첩부이다. 경도 특성을 관찰해보면 경도측정은 하중  $100 \text{ g/mm}^2$ , 유지시간은 10초로 하였으며 경도측정 위치는 종단면의 중심부를 기준으로  $100 \mu\text{m}$ 간격으로 측정하였다. 각 구간의 평균 경도값을 계산하여 비교하였으며 A구간 172.7 Hv, B구간 178.1 Hv, C구간 175.3.2 Hv, D구간 169 Hv로 한 번 용접한 부분과 중첩부의 평균 경도값이 비슷하게 나타났다.

Fig. 4.68에 종단면의 각 사진을 확대하여 나타낸다. A는 두 번째 용접부, B는 슬롯다운 구간 중 중첩하지 않은 구간, D~G는 슬롯다운 구간 중 중첩구간, H는 첫 번째 용접부이며, C는 슬롯다운 구간에서 미 중첩 구간과 중첩 구간의 경계부를 나타낸다. 전반적으로 한 번 용접한 용접부와 두 번 용접한 중첩부에서 주상정 조직이 나타났으며, 크기 및 형상의 차이가 나타나지 않았으나 용접 끝단부인 F에서 조직의 크기가 감소하였다. 이것은 용접끝단부에서 용접속도는 6 m/min로 일정하나 레이저 출력이 거의 0 W에 가까워지므로 입열량이 크게 감소하여 냉각속도가 증가하였기 때문으로 생각된다.

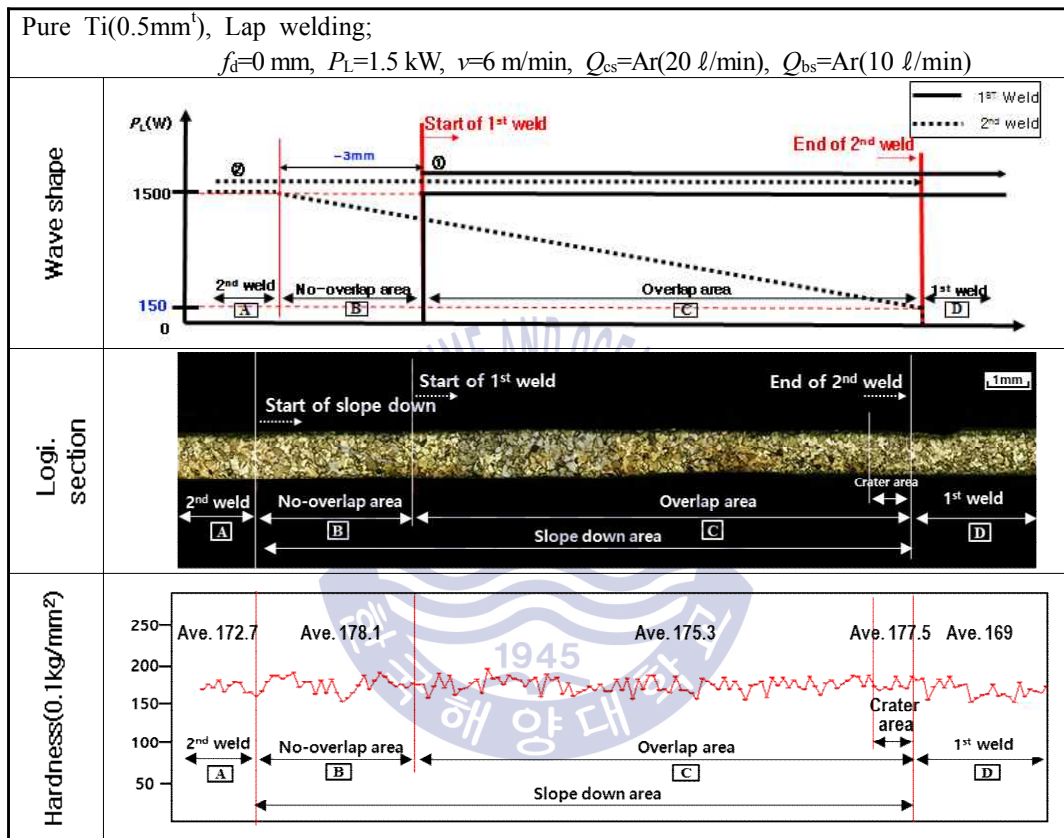
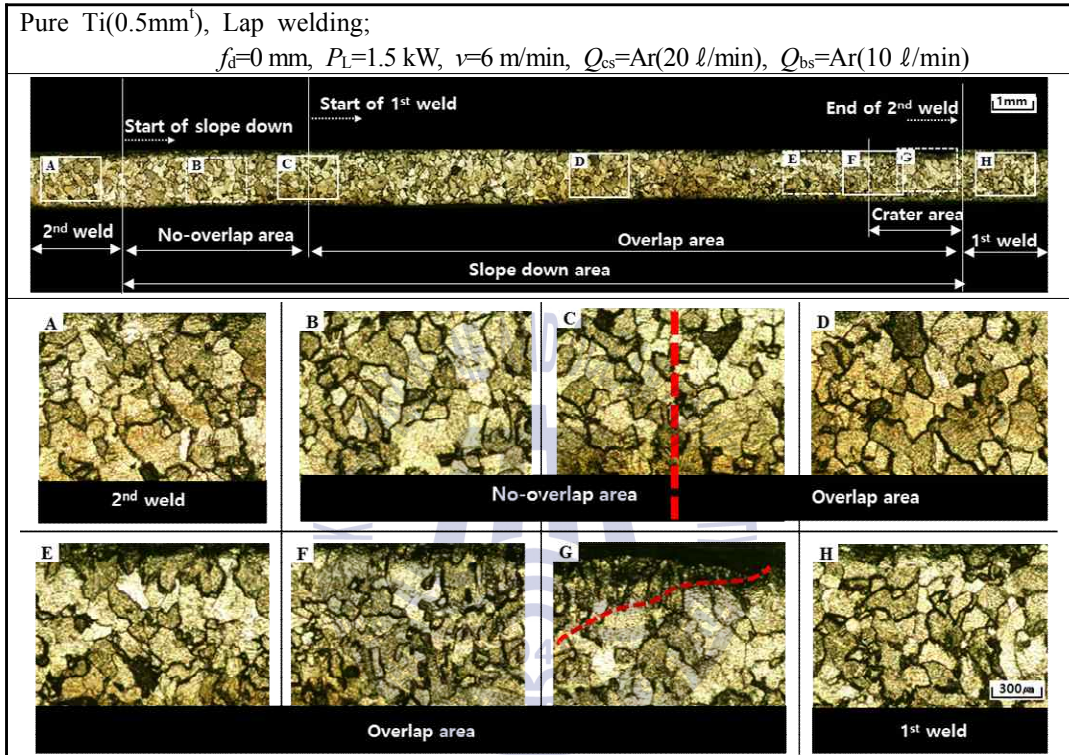


Fig. 4.67 Hardness distribution of overlap weld( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)





**Fig. 4.68** Microstructures of overlap weld( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)



## 4.5.2 인장전단 특성

### (1) 레이저 출력 500W, 용접속도 2.5 m/min조건

레이저 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건에서 파형제어를 적용한 중첩부의 인장전단 시험을 하였다. 용접 시작부는 파형제어를 적용하지 않은 구형파를 사용하였으며, 용접 끝단부는 용접 시작부를 1.5 mm겹친 뒤 파형제어를 시작하여 tailing power가 100 W일 때 레이저 빔 조사가 정지하도록 하였다.

Fig. 4.69은 인장전단 시험결과로 파단위치 및 파단면 SEM사진 나타낸다. 비교시험편은 파형제어를 적용하지 않은 중첩부, 중첩을 하지 않고 한 번만 용접한 용접부, 2개의 시험편을 사용하였다. 파단위치를 관찰해보면 중첩을 하지 않고 한 번만 용접한 용접부와 파형제어를 적용한 중첩부에서는 모재에서 파단이 발생하였으며, 파형제어를 적용하지 않은 중첩부는 용접부에서 파단이 발생하였다. 모재에서 파단이 발생한 경우 파단면 각도가 인장축의 45°도 방향이었으며 넥킹이 존재하였다. 용접부 파단이 발생한 파형제어를 적용하지 않은 중첩부를 관찰해보면 겹치기 용접부의 하판에서 파단이 발생하였으며 상판과 하판일부는 용접된 상태로 남아있었다.

파단면의 SEM 이미지를 관찰해보면, 파형제어를 적용한 중첩부와 중첩을 하지 않은 용접부의 파단면은 덩플구조가 관찰되어 연성파단의 형태를 나타내는 것을 확인하였다. 반면, 파형제어를 적용하지 않은 중첩부의 파단면은 상부에서는 연성파단, 하부에서는 취성파단의 형태를 나타내어 연성과 취성이 혼합된 파단형태를 나타내었다. 하부에서 취성파단이 관찰되었으므로 이 부분에서 파단이 처음 시작된 것으로 사료된다. 이는 파형제어를 적용하지 않을 경우 용접끝단부가 급속으로 냉각되어 취화되고 이면비드에서 발생하는 험핑비드가 노치로 작용하여 용접부에서 파단이 발생한 것으로 판단된다.

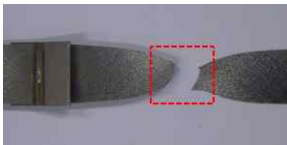
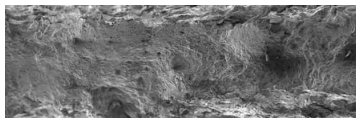

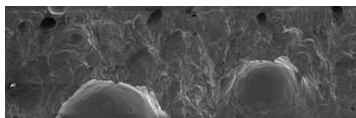

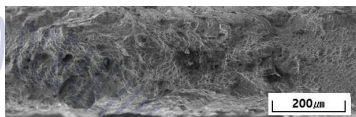
Table 4.1에 각 시험편에 대한 인장전단강도, 항복강도 및 연신율을 나타낸다. 중첩부에 파형제어를 적용한 경우와 적용하지 않은 경우를 비교해보면 인장전단강도는 유사하나 파형제어를 적용한 경우가 항복강도와 연신율이 우수하였다.

Fig. 4.70에 각 시험편에 대한 응력-변형 곡선(stress-strain curve)을 나타낸다. 그래프 모양을 관찰해보면 파형제어를 적용한 중첩부와 중첩을 하지 않은 한 번 용접한 용접부는 연성파단의 그래프 형태를 나타내며, 파형제어를 적용하지 않은 중첩부는 취성파단의 그래프 형태를 나타낸다. 파형제어를 적용한 중첩부와 중첩을 하지 않은 한 번 용접한 용접부는 넥킹현상이 수반되며, 한 번 용접한 용접부의 넥킹 시작지점이 보다 원

쪽에 위치하고 있다. 또한 파단이 발생하는 지점은 비슷하며, 중첩을 하지 않은 한 번 용접한 용접부가 보다 낮은 응력에서 파단되었다. 이것은 한 번 용접한 용접부가 보다 짧은 stroke에서 넥킹현상이 시작되어 시험편이 더 길게 늘어지다가 파단된 것을 의미한다.

따라서 중첩부에 파형제어를 적용한 경우와 적용하지 않은 경우의 인장전단특성을 비교해보면 인장전단강도는 유사하나 파형제어를 적용한 경우가 항복강도와 연신율이 높으므로 인장전단특성이 더 우수하다는 것을 알 수 있다. 이 결과는 파형제어를 적용하지 않을 경우 용접끝단부가 급속으로 냉각되어 취화되며 이면비드에 발생하는 험핑비드가 노치로 작용하였기 때문으로 판단된다.

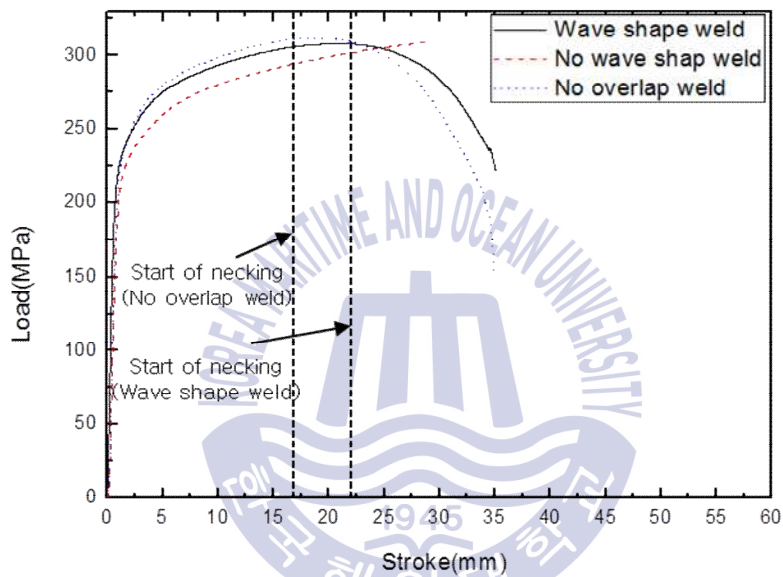


Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=500$ W, $v=2.5$ m/min, $Q_{cs}=Ar(20$ ℓ/min), $Q_{bs}=Ar(10$ ℓ/min)				
Tensile test Specimen		Fracture position	SEM image	Fracture type
Overlap weld	Wave shape control			Ductile
	No wave shape control			Ductile + Brittle
No overlap weld				Ductile

**Fig. 4.69** Results of tensile-shear test for overlap weld and no overlap weld ( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

**Table 4.1** Average tensile test results of overlap weld and no overlap weld ( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

Properties Specimen		Tensile-shear strength(Mpa)	Yield strength (Mpa)	Elongation(%)
Overlap weld	Wave shape control	308.1	202.3	19.7
	No wave shape control	308.8	194.3	15.4
No overlap weld		305.8	201	20.5
Base metal		316.3	218.5	32.6



**Fig. 4.70** Tensile stress-strain curve of overlap and no overlap weld  
( $P=500$  W,  $v=2.5$  m/min)

## (2) 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건

레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min조건에서 중첩부의 인장전단 시험을 하였다. 용접 시작부는 파형제어를 적용하지 않은 구형파를 사용하였으며, 용접 끝단부는 용접 시작부를 겹치기 3 mm전에서 파형제어를 시작하여 테일링 파워가 150 W일 때 레이저 빔 조사가 정지하도록 하였다. 또한 비교시험편으로 파형제어를 적용하지 않은 중첩부와 중첩을 하지 않고 한 번 용접한 용접부, 2개의 시험편을 사용하였다.


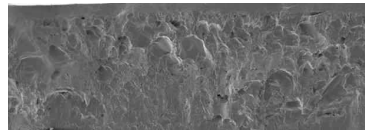

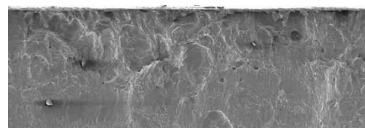

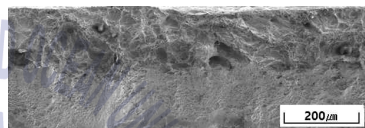
**Fig. 4.71**에 각각에 시험편에 대하여 파단위치 및 파단면의 SEM사진을 나타낸다. 파단위치를 관찰해보면 모든 시험편은 용접부에서 파단이 발생하였다. 파단면의 SEM사진을 관찰해보면 파단면의 상부는 연성파단, 하부는 취성파단이 나타났으며 이것은 파단의 초기지점이 하부에서 시작되어 상부로 전파되었음을 알 수 있다. 하부의 취성파단 영역은 중첩을 하지 않은 한 번 용접한 부분이 가장 적었으며 파형제어를 적용하지 않은 중첩부에서 가장 넓었다. 중첩을 하지 않은 한 번 용접한 용접부에서 하부에 취성파단이 관찰되는 이유는 출력 1.5 kW, 용접속도 6m/min조건에서 발생하는 이면비드의 언더컷이 노치로 작용했기 때문으로 판단된다. 파형제어를 적용하지 않은 중첩부의 경우 이면비드에 언더컷뿐만 아니라 험핑비드 또한 발생하였으므로 보다 더 취성파단 영역이 넓어진 것으로 판단된다.

**Table 4.2**에 각 시험편에 대한 인장전단강도, 항복강도 및 연신율을 나타낸다. 중첩부에 파형제어를 적용한 경우와 적용하지 않은 경우를 비교해보면 파형제어를 적용한 경우가 파형제어를 적용하지 않은 경우보다 인장강도, 항복강도 및 연신율이 우수하였다.

**Fig. 4.72**에 각 시험편에 대한 응력-변형 곡선(stress-strain curve)을 나타낸다. 모든 시험편의 그래프 형태는 전형적인 취성파단의 그래프를 나타내며, 파단이 발생하는 그래프 위치는 파형제어를 적용하지 않은 중첩부가 가장 왼쪽에 위치하였으며, 중첩을 하지 않은 한 번 용접한 용접부가 가장 오른쪽에 위치하였다. 따라서 중첩부는 한 번 용접한 용접부보다 연성이 저하되며 파형제어를 적용한 중첩부가 적용하지 않은 중첩부보다 연성이 우수함을 알 수 있었다.

따라서 중첩부에 파형제어를 적용한 경우와 적용하지 않은 경우의 인장전단특성을 비교해보면 파형제어를 적용한 경우가 파형제어를 적용하지 않은 경우보다 인장강도, 항복강도 및 연신율이 높으므로 인장전단특성이 더 우수하다는 것을 알 수 있다. 또한 파형제어를 적용한 경우가 파형제어를 적용하지 않은 경우보다 파단면의 연성파단 영역이 더 넓게 나타나며, 응력-변형 곡선에서 보다 오른쪽에서 파단이 발생하였기 때문에 연성이 더 우수함을 알 수 있었다.

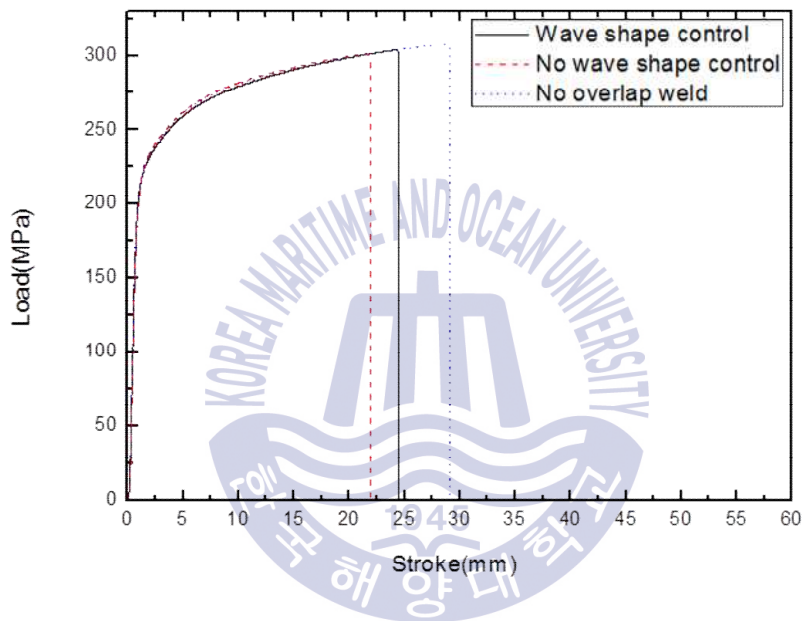


Pure Ti(0.5mm <sup>t</sup> ), Lap welding; $f_d=0$ mm, $P_L=1.5$ kW, $v=6$ m/min, $Q_{cs}=Ar(20$ l/min), $Q_{bs}=Ar(10$ l/min)				
Tensile test Specimen		Fracture position	SEM image	Fracture type
Overlap weld	Wave shape control			Ductile + Brittle
	No wave shape control			Ductile + Brittle
No overlap weldment				Ductile + Brittle

**Fig. 4.71** Results of tensile-shear test for overlap weld and no overlap weld ( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)

**Table 4.2** Average tensile test results of overlap weld and no overlap weld ( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)

Properties Specimen		Tensile-shear strength(Mpa)	Yield strength (Mpa)	Elongation(%)
Overlap weld	Wave shape control	303.7	193.7	13.7
	No wave shape control	301.0	191.7	12.5
No overlap weldment		307.3	195.7	16.5
Base metal		316.3	218.5	32.6



**Fig. 4.72** Tensile stress-strain curve of overlap weld and no overlap weld ( $P=1.5$  kW,  $v=6$  m/min)

## 4.6 실물 판형 열교환기로의 적용

이전의 실험결과에서 얻어진 용접조건을 적용하여 실제 판형 열교환기판을 용접하였다. 산업현장에서 생산성을 증가시키기 위한 목적으로 보다 빠른 용접속도로 용접하기 위해 레이저 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min 조건을 선정하였다. 실제 판형 열교환기판의 용접부는 두 개의 작은 원형 용접부와 한 개의 큰 마름모형 용접부로 이루어지며 따라서 중첩부는 3개의 구간이 존재한다. 용접 후 실물 판형 열교환기판의 내부결함을 검사하기 위하여 X-ray촬영을 실시하였으며, 비드외관, 횡단면 및 종단면 관찰을 통해 용접성을 평가하였다.

### 4.6.1 내부결함 검사

실제 판형 열교환기판의 내부 결함여부를 검사하기 위하여 X-ray 내부 촬영을 하였다. Table 4.3에 X-ray 촬영장치의 세부사양을 나타낸다. 장치의 모델명은 Venlo H-450CT이며, 튜브전압과 전류는 각각 0~450 kVp, 4.8 mA이다. 또한 분석에 사용될 수 있는 시편의 최대 중량은 100 kg이며 최대 시편 사이즈는 지름 600  $\mu$ m, 높이 600  $\mu$ m 이하이다. 실물 판형 열교환기 전열판을 총 8개의 부분으로 절단하여 Fig. 4.73와 같이 내부 지그에 고정하여 X-ray 촬영을 실시하였다. X-ray촬영 이미지는 분석 모니터에 나타나며 시험편 내부의 기공, 크랙과 같은 용접 결함을 실시간으로 검사할 수 있으며 또한 Fig. 4.74와 같이 시험편 전체를 촬영하여 이미지로 나타낼 수 있다.

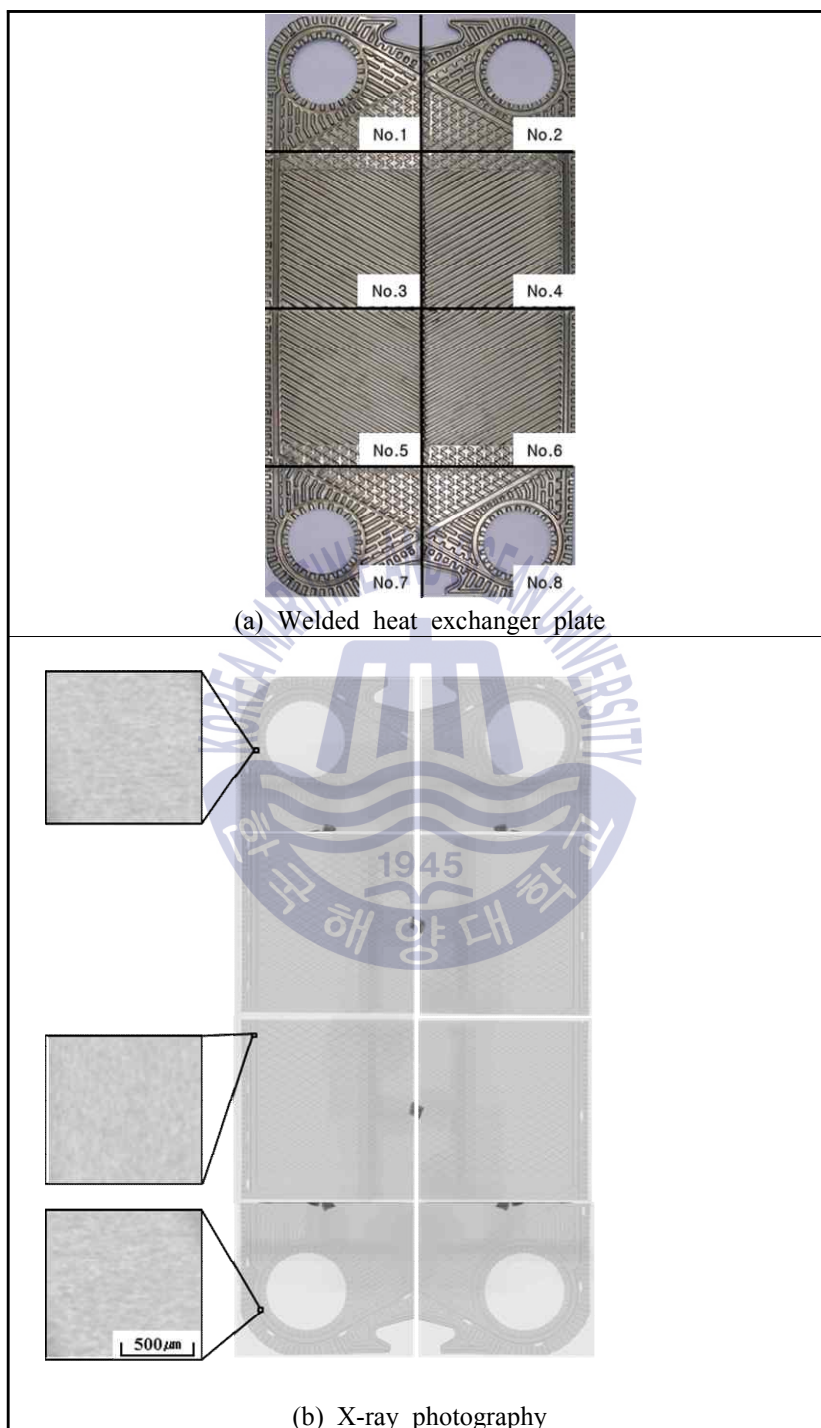
Fig. 4.73(a)의 사진에서 전열판을 1~8번까지 8부분으로 나누어서 촬영을 하였으며, Fig. 4.73(b)에 각 부분별 X-ray촬영 이미지를 나타낸다. 특히, 용접 시작부와 끝단부가 겹치는 중첩부를 집중적으로 면밀하게 관찰하였다. 각각의 전열판을 실시간으로 X-ray 촬영한 결과, 용접부에서 기공 및 크랙이 발견되지 않았으며 모든 구간에서 내부 결함이 없는 건전한 용접부가 관찰되었다. 따라서 이전에 실시한 실험결과와 같이 실물 판형 열교환기 전열판에서도 기공 등 내부결함이 없는 양호한 용접부가 얻어졌음을 확인하였다.

**Table 4.3** Specifications of X-ray CT equipment

Model	Venlo H-450CT(450kVp)
Tube voltage	0~450 kVp
Tube current	4.8 mA
X-ray focus type	Sealed Mini-Focus
Focal spot	10 $\mu\text{m}$
Sample weight	100 kg(max.)
Sample size	Diameter 600 $\mu\text{m}$ , Height 600 $\mu\text{m}$ (max.)



**Fig. 4.73** Experimental setup for X-ray photography



**Fig. 4.74** Results of X-ray photography for heat exchanger plate



#### 4.6.2 용접성 평가

**Fig. 4.75(a)~(h)**는 실물 판형 열교환기 전열관의 비드외관 및 단면사진을 나타낸다. 용접구간은 직선부, 곡선부 및 중첩부 총 3구역으로 나누어지며 각 구간별로 횡단면 또는 종단면을 채취하여 분석하였다. 비드색을 통하여 용접부의 특성을 간접적으로 파악하였으며, 경도측정을 통해 재확인하였다. 횡단면에서는 접합길이 및 판재 사이 간극을, 종단면에서는 곡선부의 접합길이 변화를 관찰하였다.

Fig. 4.75(a)의 sample No.1 부분을 분석한 결과, location 2, 5, 6의 경우 비드색이 금색 또는 청색으로 나타나므로 양호한 용접부이지만 3, 4의 경우 자색으로 나타나 불량한 용접부로 판단된다. 곡선부인 location 2와 중첩부인 location 3의 종단면을 관찰해 보면 일정한 접합길이를 가지는 것을 확인하였다. Fig. 4.75(b)의 sample no.2에서는 모든 location에서 금색 또는 청색의 양호한 비드가 나타났으며, 2과 6에서 판 사이의 간극이 다소 벌어졌다. 또한 곡선부 location 4의 종단면을 관찰한 결과, 접합길이가 일정하게 유지 되는 것을 확인하였다. Fig. 4.75(c)의 sample no.7을 분석한 결과, location 1, 2, 5의 경우 금색 또는 갈색의 비드색을 나타내어 양호한 용접부이지만 3, 4, 6의 경우 자색의 비드색이 나타나므로 불량한 용접부로 판단된다. 곡선부인 location 2와 중첩부 location 3을 관찰한 결과, 일정한 접합길이를 가지는 것을 확인하였다. Fig. 4.75(d)의 sample no.8을 분석한 결과, location 3의 경우 금색의 양호한 비드를 나타내었으나 1, 2, 3, 4 및 5의 경우 자색의 불량한 비드를 나타내었다. 또한 모든 location에서 판 사이의 간극이 크게 벌어졌으며, 곡선부 4의 종단면을 관찰한 결과, 일정한 접합길이를 가지는 것을 확인하였다. no.8에서 용접부의 실드 및 간극 상태가 가장 불량하였다.

Fig. 4.75(e)와 Fig. 4.75(f)에서 sample no.3, 4을 살펴보면 no.3의 경우 자색의 비드를 나타내었으며 no.4는 청색의 비드를 나타내었다. no.3 location 1의 종단면을 관찰한 결과, 곡선부에서 접합길이가 일정하게 유지된다는 것을 확인하였다. Fig. 4.75(g)와 Fig. 4.75(h)에서 sample no.5, 6을 살펴보면 no.5의 경우 자색의 불량한 비드를 나타내었으며, no.6의 경우 금색의 양호한 비드를 나타내었다. 중첩부인 no.5 location 1의 종단면을 관찰한 결과, 조직의 색이 어둡게 나타났으며 이것은 전면 및 이면 비드 모두 실드가 불량하여 산소 및 질소와 같은 다량의 불순물이 혼입되었기 때문으로 판단된다.

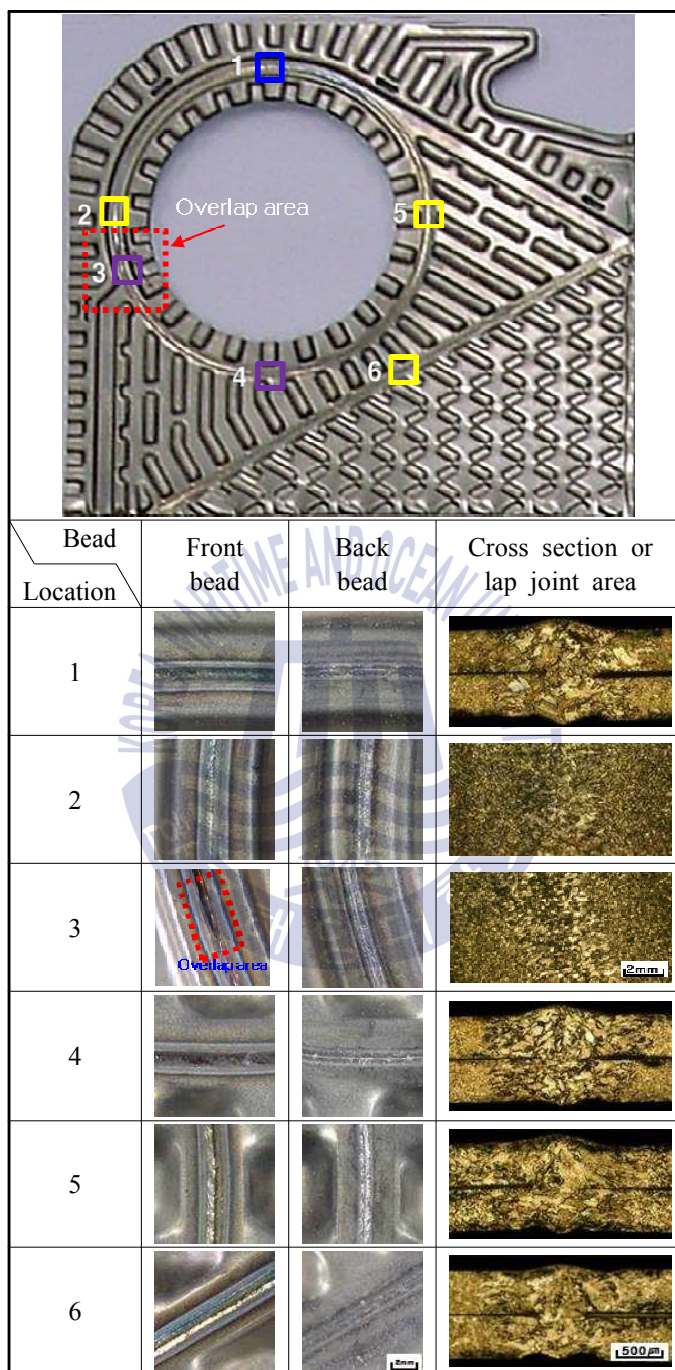
용접된 실물 열교환기판 용접부의 비드색은 금색, 갈색, 청색 및 자색으로 나타났으며 **Fig. 4.76**에 비드색에 따른 횡단면 경도측정 결과를 나타낸다. 각각의 용융부 평균 경도값은 금색 164 Hv, 갈색 170 Hv, 청색 183 Hv, 자색 225 Hv로 나타났다. 따라서 이

전의 실험결과와 마찬가지로 금색~청색까지는 취화되지 않은 건전한 용접부이며, 자색의 경우는 불순물이 다량으로 혼입된 불량한 용접부로 판단된다.

Fig. 4.77에 중첩부의 경도분포를 나타낸다. 판형 열교환기 전열판에서는 중첩부가 총 3개소가 있으며, 용접방향의 수직방향으로 경도측정을 하였다. 모든 중첩부는 전면실드가 불량하여 자색의 비드를 나타내었으며 200 Hv이상의 경도를 나타내어 용접부가 취화되었음을 알 수 있었다. 또한 Fig. 4.75(g)에서 sample no.5의 location 5은 전면비드뿐만 아니라 이면비드의 실드 또한 불량하여 용접부가 더욱 더 취화되었으므로 경도값이 231 Hv로 가장 높게 측정되었다.

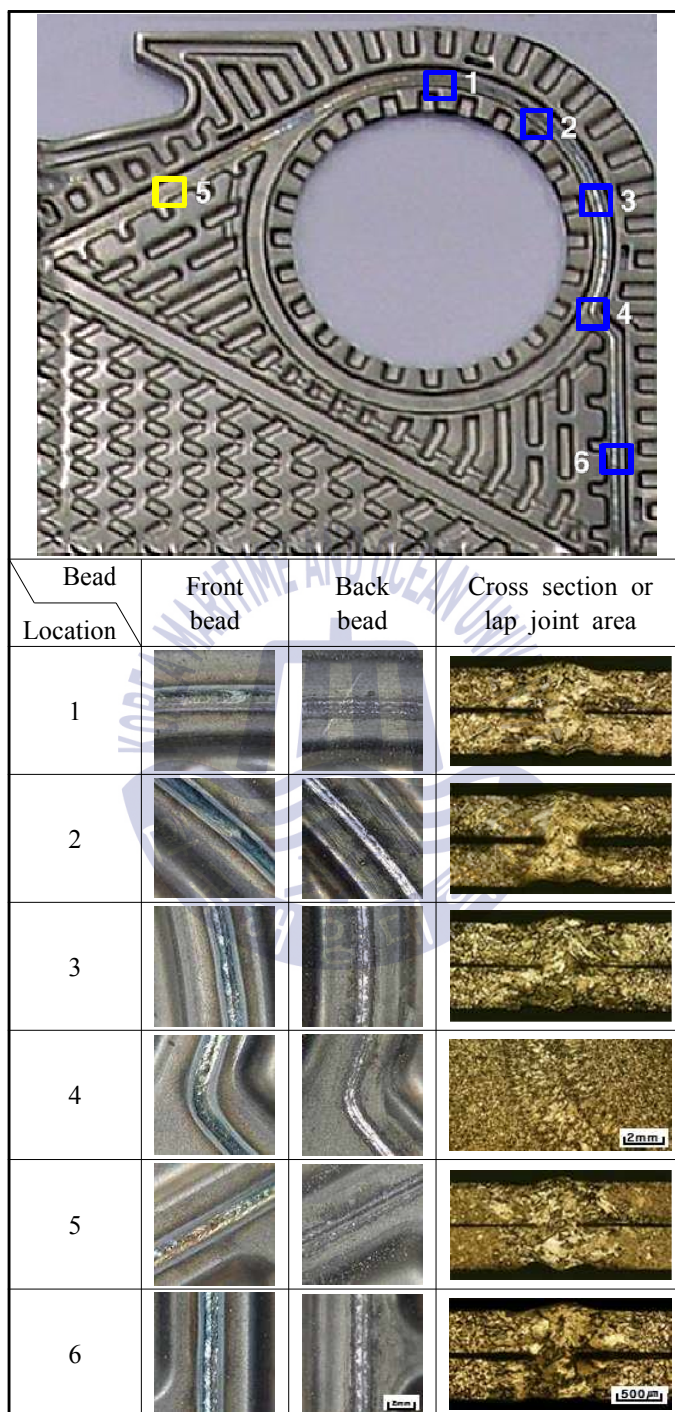
각 부분별 용접부의 비드외관, 횡단면 및 종단면을 전체적으로 관찰한 결과, 부분적으로 자색의 불량한 비드가 나타났으며 Fig. 4.75(d)의 sample no.8에서와 같이 간극이 현저히 벌어진 부분도 발생하였다. 이것은 향후 좀 더 효과적으로 용접부를 실드할 수 있는 장치구성과 정확하고 강하게 전열판을 고정할 수 있는 지그 설계기술의 개발이 필요한 것으로 판단된다. 또한 종단면 관찰을 통하여 곡선부와 중첩부에서 접합길이가 일정하게 유지되는 것을 확인하였으며, 용접부에서 기공과 같은 내부 결함은 관찰되지 않았다.





(a) Sample no.1

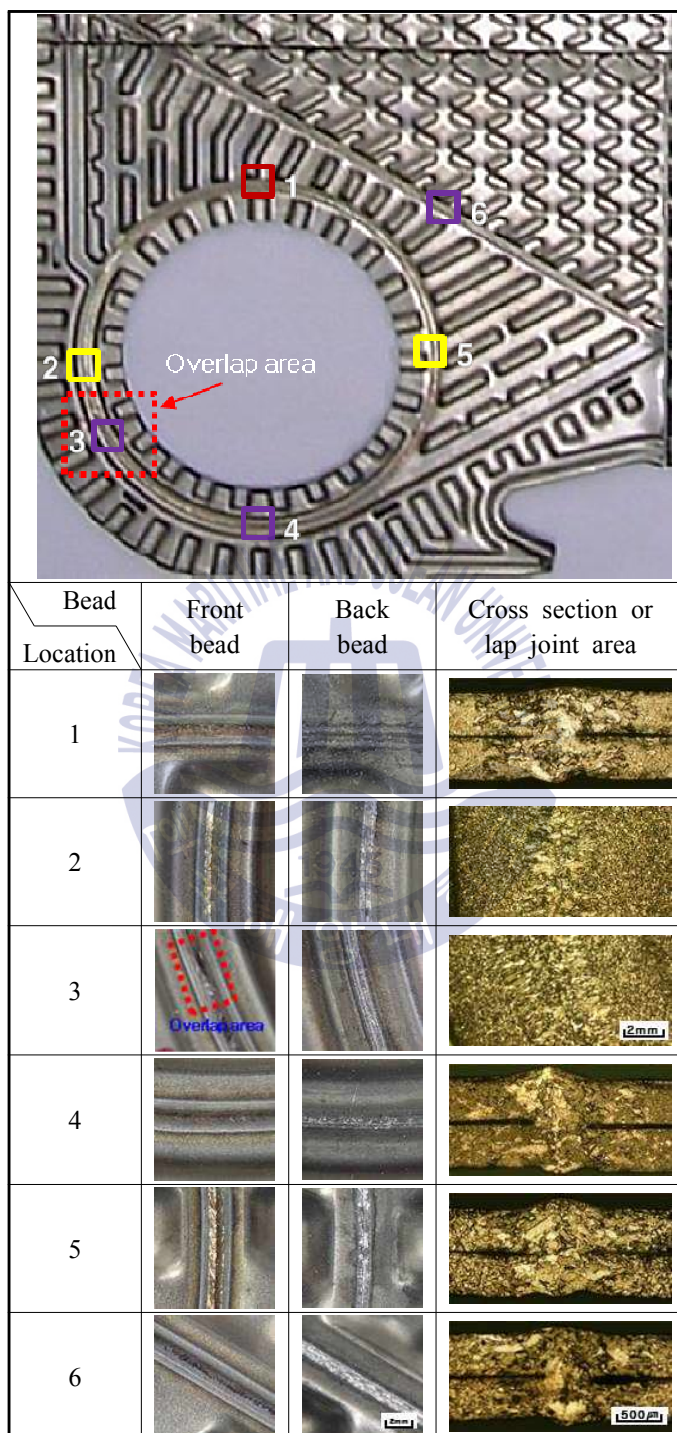
**Fig. 4.75** Results of lap welds for heat exchanger of Fig. 4.74(a)



(b) Sample no.2

**Fig. 4.75** To be continued

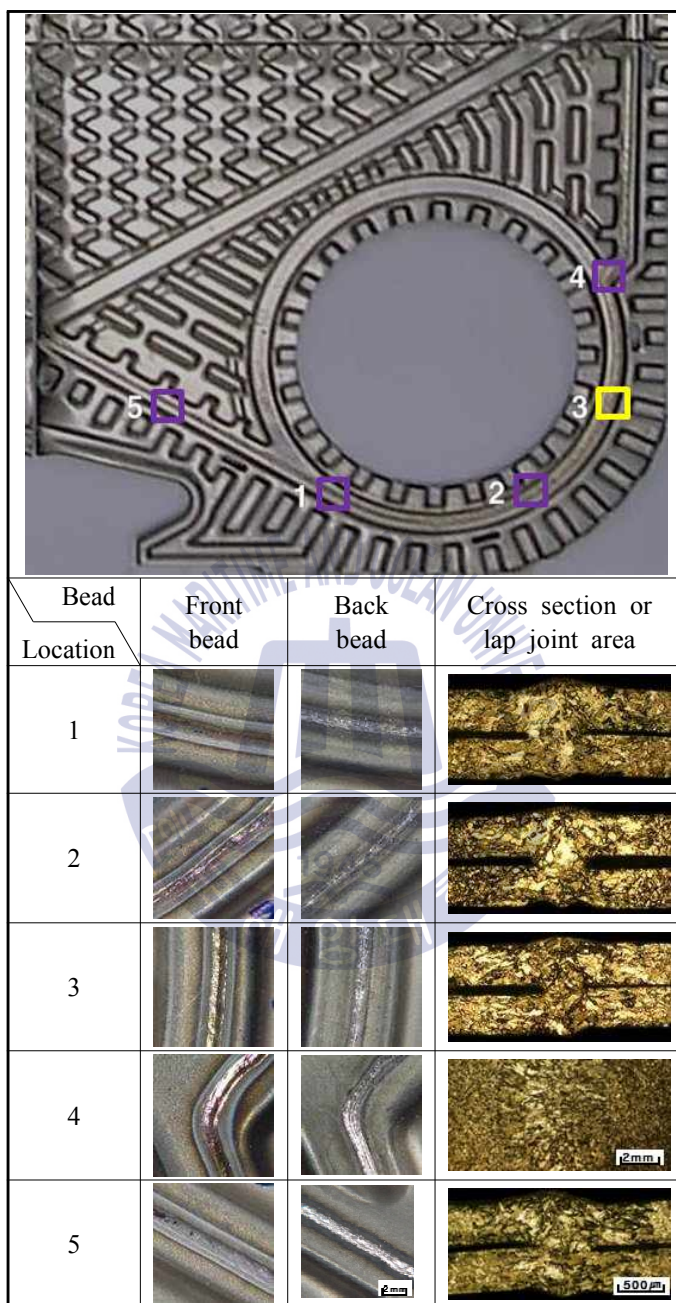




(c) Sample no.7

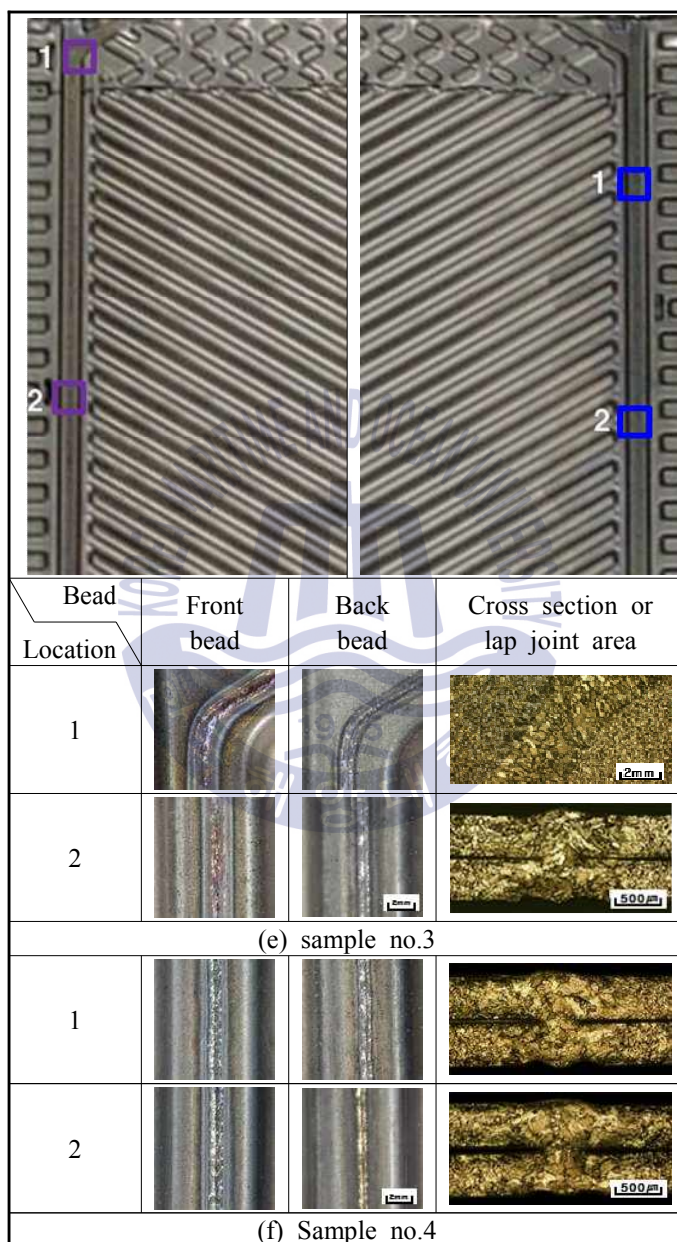
**Fig. 4.75** To be continued



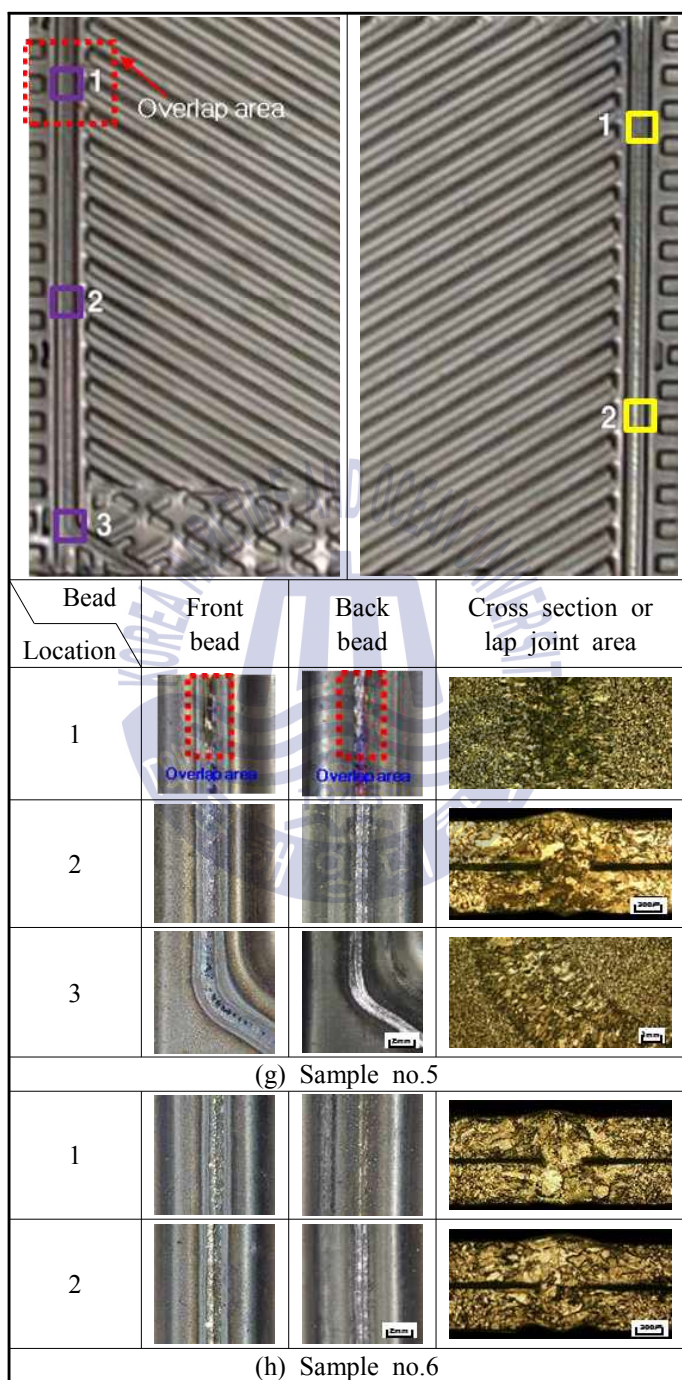


(d) Sample no.8

**Fig. 4.75** To be continued



**Fig. 4.75** To be continued



**Fig. 4.75** To be continued



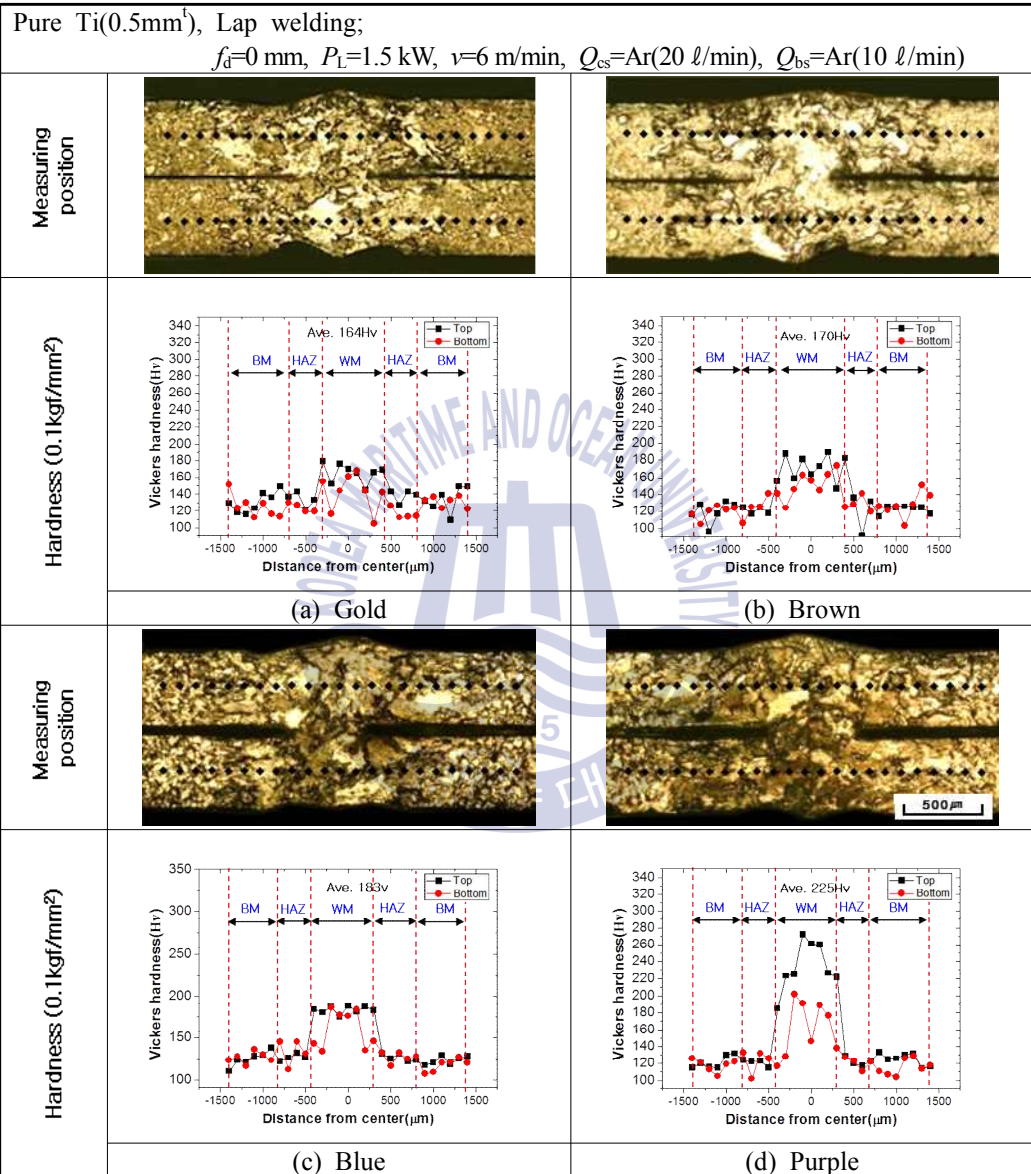
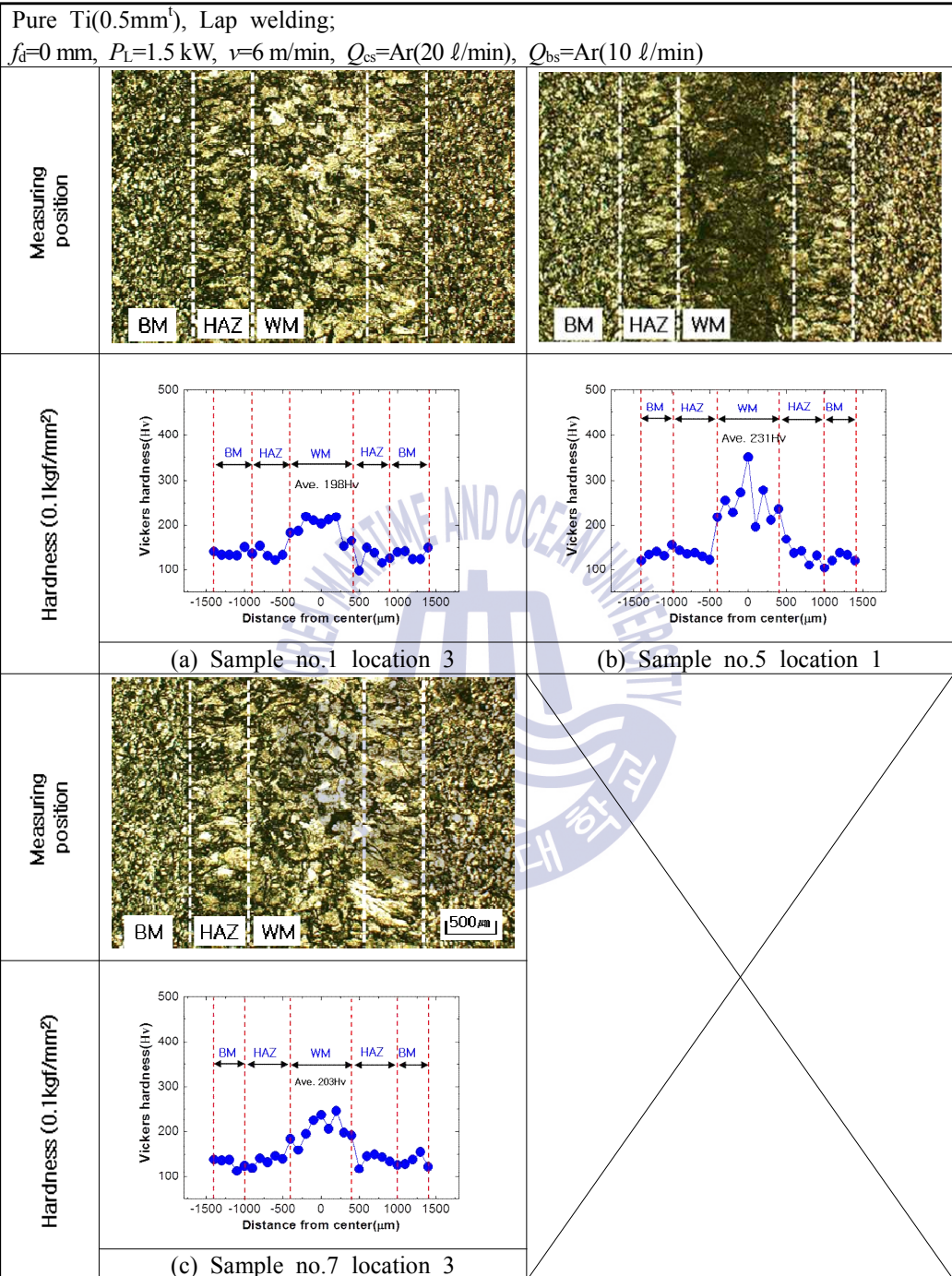


Fig. 4.76 Hardness distribution of cross section for heat exchanger



**Fig. 4.77** Hardness distribution of lap joint area for heat exchanger



## 제 5 장 결 론

본 연구에서는 연속 파이버 레이저를 사용하여 판형 열교환기의 전열판으로 제작되는 순 티타늄 판에 대한 용접성을 검토하였다. 비드용접에서 기초 용접 조건을 도출하였으며 겹치기 용접에서 결함억제를 위한 변수를 제어하였다. 다음에 그 결과를 정리한다.

1. 초점위치에서, 레이저 광학계 틸팅각도가  $0^\circ$ 일 때 용입깊이가 가장 깊었으며 건전한 비드를 얻을 수 있었다. 비초점거리가 멀어질수록 용입깊이는 감소하였으나 전면비드폭은 비슷하였다. 예열효과 때문에 틸팅각도가 커질수록 전진각은 용입깊이 감소폭이 작으면 후진각은 용입깊이 감소폭이 컸다.
2. 사이드 실드노즐을 사용하여 실드가스 종류 및 유량을 변화하였다. 일반 아르곤, 헬륨 및 고순도 아르곤을 실드가스로 사용하였을 경우 은백색의 양호한 비드를 얻을 수 있었으며, 경제성을 고려하여 일반 아르곤 가스 유량=20 l/min을 최적의 조건으로 선정하였다.
3. 사이드 실드 노즐 변수인 노즐각도( $\alpha$ ), 노즐끝단과 실드가스 분사점까지의 거리( $d$ ), 레이저 조사점과 실드가스 분사점까지의 거리( $l$ )를 변화한 결과, 노즐각도= $45^\circ$ , 노즐거리( $d$ )=5~10 mm, 노즐거리( $l$ )=0~10 mm일 때, 은백색의 건전한 비드를 얻을 수 있었다. 사이드 실드가스 제어변수를 제어하여 다양한 비드색을 얻을 수 있었으며 용접부의 경도측정, EDS, EPMA분석을 통해 용접부의 산화가 심해질수록 취화되어 경도가 증가하고 산소, 질소량이 용접부 표면뿐만 아니라 용접부 내부까지 증가한다는 것을 알 수 있었다.
4. 비드용접 시 동축 실드 노즐을 사용하여 동축 노즐끝단과 실드가스 분사지점까지의 거리( $d$ )를 변화하였다. 모든 조건에서 은백색의 건전한 비드가 나타났으며 거리변화에 따른 용입특성 차이가 크지 않으므로 겹치기 용접에서 추가적인 실험을 진행하였다. 겹치기 용접에서는 노즐거리가 8 mm일 때 금색의 양호한 비드를 얻을 수 있었으며 노즐거리가 증가할수록 비드색이 갈색, 자색 및 청색으로 변화하고 비드형상이

불규칙하였으며 전면비드폭이 산화열로 인하여 증가하였다. 또한 모든 조건에서 이면비드폭이 큰 차이가 나타나지 않았으므로 노즐거리 변화에 따른 용입깊이 변화는 없다고 판단된다.

5. 비드 및 겹치기 용접에서 레이저 출력 및 용접속도 변화에 따른 용입특성을 검토하였다. 레이저 출력이 감소하거나 용접속도가 증가함에 따라 입열량이 감소하여 용입깊이와 비드폭이 감소하였다. 겹치기 용접의 경우 접합강도를 결정하는 접합길이의 기준을 모재 두께 이상으로 하였으며 출력 500 W, 용접속도 2 m/min와 출력 1.5 kW, 용접속도 6 m/min 2가지 조건에서 양호한 접합길이를 얻을 수 있었다.
6. 비드 중첩부에서 발생하는 크레이터와 험핑비드 등을 억제하기 위하여 용접시작부와 끝단부에서 파형제어를 적용하였다. 슬롭다운 기능을 적용하여 용액의 응고속도를 느리게 함으로써 크레이터 및 험핑비드를 억제할 수 있었다. 또한, 테일링 파위를 제어하여 용접 끝단부의 날카로운 비드형상을 제거할 수 있었으며, 적절한 중첩부 길이를 선정함으로써 용입불량으로 인한 험핑비드를 억제하여 균일한 비드를 얻을 수 있었다.
7. 출력 500 W, 용접속도 2.5 m/min조건에서 비드중첩부의 기계적인 특성을 평가하기 위하여 경도 및 인장전단 시험을 하였다. 경도시험결과 한 번 용접한 부분보다 중첩한 부분의 경도값이 다소 낮았으며 이것은 재용융으로 인한 조직의 조대화때문으로 판단된다. 인장시험결과 파형제어를 적용한 용접부가 파형제어를 적용하지 않은 용접부보다 인장특성이 우수하였다.
8. 앞선 실험에서 도출한 실험조건을 실물 판형 열교환기에 적용하여 용접을 실시하였다. 용접부의 내부결함을 검사하기 위하여 X-ray촬영을 하였으며, 비드외관, 횡단면 및 종단면 관찰을 통하여 용접성을 평가하였다. 용접부에서 기공 등과 같은 내부결함은 발견되지 않았으며 곡선부와 중첩부에서 일정한 접합길이를 얻을 수 있었다.

## 참고 문헌

1. 정호승, 조종래, 2012, “유한요소법과 실험계획법을 이용한 고온 열교환기용 S-관의 형상 최적화”, 한국마린엔지니어링 학회지, 제36권 6호, 497-503
2. 김창복, 사공운곤, 김종규, 김충식, 송영호, 최순호, 2008, “대형 LNG선 주냉각기 해수라인의 부압현상 해석에 관한 연구”, 한국마린엔지니어링 학회지 제32권 6호, 893-900
3. 김정규, 박재홍, 조성열, 양명국, 허인은, 고성규, 임혁, 현용익, 2009, “스네이크 패턴을 가진 대면적 판형 열교환기의 전열성능에 관한 연구”, 유체기계 연구개발 발표회 논문집, 571-576
4. Wang, L., Sunden, B., and Manglik, R. M., 2002, “Plate Heat Exchanger: Design”, Application and Performance, WIT Press, Billerica, MA, USA
5. 西村 孝, 1984, 일본항공우주학회지, 32, 433
6. 佐藤廣土, 下郡一利, 昭和 60년 12월 10일, “강산화성 용액에서의 내식재료와 부식 문제”, 제64회 부식방식 심포지움 자료
7. (社) 티타늄 협회, 1979, 티타늄 · 디자인 데이터 북, 1979, 9
8. A. Takamura, 1970, “Reviews on Coating and Corrosion”, Scientific Publish, 265
9. 佐藤廣土, 上窪文生, 下郡一利, 廣瀬博章, 1985, “부식과 대책사례집”, 부식방식협회 편, 해문당, 220
10. 佐藤廣土, 上窪文生, 下郡一利, 1984, “티타늄 · 지르코늄”, 31, 3, 178
11. 荒卷毅, 1962, 석유학회지, 5, 10, 714
12. 福塚敏夫, 佐藤廣土, 下郡一利, 上窪文生, 1982, 神戸제강기보 R&D, 1, 28
13. 佐藤廣土, 昭和 57년 9월, 일본소다공업회 소다공업기술 연구회자료, , 25
14. 이용태, 이중형 공저, 2006, “타이타늄 가공기술”, 한국철강신문
15. G. Lütjering, J.C. Williams, 2007. “Titanium“, Springer-Verlag, Berlin
16. 西村 孝 외, 1980, “금속표면기술” 31, 625
17. 이용태, 김승언, 현용택, 2003, “꿈의 신소재 티타늄”, 한국철강신문
18. M. J. Donachie, 1988, “Titanium A Technical Guide”, ASM
19. Christoph leyens, Manfred peters, 2003, “Titanium and Titanium Alloys”,

## Fundamentals and Applications

20. 류해성, 윤재성, 1998 “冷凍空調에 있어서의 판형열교환기의 응용”, 空氣調和·冷凍工學會誌, 6월호 vol 27. No 3. pp. 225~231
21. 류해성, 1995, “판형 열교환기”. 大韓機械學會誌, 9월호, Vol 35, No9. pp.794~804.
22. “機械工學便覽事典(기초편, 응용편AB)”, 1997. 韓國서전연구사. pp. B8-11 ~ B8-12
23. 류해성, 1997, “냉동공조에 있어서의 판형열교환기의 응용”, 韓國冷凍空調協會誌, 1월호, Vol 14. No 1. pp. 46~56
24. E. A .Metzbower. 1997, “absorption in the keyhole”, ICALEO, Section G 16-25
25. W. Koechner, 1999, “Solide-State Laser Engineering”. Springer
26. 대한용접 · 접합학회, 2007, “용접 · 접합 편람-Ⅲ 공정 및 열가공”, 대한용접학회
27. E. Emmelmann, S. Lunding, 2002, “High power disk laser technology design and potential for laser macro applications”, ICALEO, Section D
28. T. Morris, K. Mann, 2004, “Disk laser enables application advancements”, ICALEO, Section Fiber & Disk lasers
29. 명기훈, 2015, “조선용 AH36강의 레이저-아크 하이브리드 용접성에 관한 연구”, 한국해양대 대학원 석사학위 청구논문
30. L. Quintino, A. Costa, R. Miranda, D. Yapp, V. Kumar and C.J. Kong, 2007, “Welding with High power Fiber Lasers-A preliminary study”, Materials and Design, Vol.28, pp.1231~1237
31. 이재범, 2011, “고출력 화이버 레이저를 이용한 LNG선용 스테인리스강의 용접성에 관한 연구”, 한국해양대 대학원 석사학위 청구논문
32. 광명호, 2010, “파이버 레이저의 정밀 가공 산업 응용”, 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회, pp. 83-87
33. Koechner, W., 1970, “Thermal Lensing in a Nd:YAG Laser Rod“, applied Optics, vol. 9, No. 11, pp. 2548-2253
34. Park, H. M., Carman, R. J., Hanna, D. C., 1995, “Ytterbium doped silica fiber lasers : versatile source for the 1~1.2um region“, Journal of Selected Topic in Quantum Electronics, Vol. 1, No. 1

35. Kelson, I., Hardy, A., 1999, “Strongly Pumped Fiber Lasers” , Journal of Quantum Electronics, Paris, pp. 993
36. 김종도, 김영식 공저, 2012, “알기쉬운 용접 · 접합공학” , 다솜출판사,
37. I. Kelson, A. Hardy, “Strongly Pumped Fiber Lasers” , Journal of Quantum Electronics, Vol.34, No.9, 1999
38. 김도훈, “레이저 가공학,” 경문사, 1992
39. R. Paura, “IPG Fiber lasers : What’s New in Applications for Fabricators” , ALAW Laser Application workshop, 2009
40. 한유희, 전창수, 2004, “고출력 Fiber Laser” , 대한용접학회 춘계학술대회 발표논문, pp. 95-96
41. 전민용, 2009, “광섬유 레이저의 발전” , Physics & High Technology





## 연구 성과

### 1. 연구논문

- (1) “The Study for Improving the Weldability of Pure Titanium Sheet by Fiber Laser (I)-The Penetration Properties with the Type and Flow Rate of Shielding Gases” , Journal of the Korean Welding and Joining Society, 2016(등재예정)
- (2) “The Study for Improving the Weldability of Pure Titanium Sheet by Fiber Laser (II)-The Effect According to Shielding Gas Nozzle Variable” , Journal of the Korean Welding and Joining Society, 2016(등재예정)
- (3) “The Study for Improving the Weldability of Pure Titanium Sheet by Fiber Laser (III)-The Effect According to Control of Heat Input” , Journal of the Korean Welding and Joining Society, 2016(등재예정)
- (4) “The characteristics of Wave Shape Control in the Fiber Laser Welding of Pure Titanium Sheet (I)-The Effect According to Applying Slope Up & Down” , Journal of the Korean Welding and Joining Society, 2016(등재예정)
- (5) “The Characteristics of Wave Shape Control in the Fiber Laser Welding of Pure Titanium Sheet (II)-The Effect According to Control of Overlap Weld” , Journal of the Korean Welding and Joining Society, 2016(등재예정)

### 2. 학술대회

- (1) J.D.Kim, J.S.Kim, M.K.Song, C.K.Chun and S.W.Kim, “The Effect of Shielding Gas on Its Weldability in the Fiber Laser Welding of Pure Titanium” , *Proceeding of the KSME 2015 Annual meeting*, pp.1890-1891, 2015
- (2) J.S.Kim, J.D.Kim, S.W.Kim, and C.K.Chun, “The Output Control for the Suppression of Defects in Overlap of the Weldment in the Welding of Pure Titanium with a Fiber Laser” , *Autumn Annual Proceedings of Korean Society of Laser Processing*, pp.26-27, 2015
- (3) J.S.Kim, J.D.Kim, M.K.Song, S.H.Park, E.J.Lee and S.W.Kim, “A Study on the

- Waveform Control for Reducing the Crater Crack in Fiber Laser Welding of Pure Titanium Sheet” , *Proceedings of KSPE 2015 Autumn Conference*, pp.149, 2015
- (4) J.D.Kim, J.S.Kim, S.W.Kim, C.K.Chun, S.J.Lee, I.D.Park and J.Seo, “Crater Control by the Solidification Rate Adjustment in the Fiber Laser Welding of Pure Titanium” , *2016 Spring Conference of the Korean Welding and Joining Society*, pp.46, 2016
- (5) J.S.Kim, J.D.kim, S.W.Kim and C.K.Chun, “The Effect According to Shielding Gas Nozzle Variable in the Welding of Pure Titanium with a Fiber Laser” , *Proceedings of KSPE 2016 Spring Conference*, pp.134, 2016



## 감사의 글

나와 언제나 함께 동행하시는 하나님께 영광을 돌립니다.

길게만 느껴졌던 지난 2년간의 석사과정을 돌이켜보면서 힘들었던 순간보다 즐거웠던 순간이 더 많았던 거 같습니다. 저의 논문이 나오기까지 도움을 주신 분들에게 감사의 말씀을 전하고자 합니다.

학부 때부터 인생을 살아가는 가르침을 주시고 저를 대학원이라는 학문의 길로 인도 해주신 김종도 교수님께 머리 숙여 감사드립니다. 교수님의 학문적인 지도와 인생교육은 제 평생의 귀중한 보물이 되리라 확신합니다. 항상 인자하고 따뜻한 웃음과 열정적인 강의를 해주신 이명훈 교수님, 학내에서 마주칠 때마다 반갑게 맞아주시고 날카로운 심사를 해주신 윤용섭 교수님, 세심한 심사를 해주신 두 교수님께 감사드립니다.

우리 실험실의 정신적인 지주 무근이형, 가끔 멘탈이 흔들릴 때마다 형 덕분에 멘탈을 붙잡을 수 있었어요. 감사드립니다. 또 항상 열심을 다하고 똑 부러지게 일하는 은진이, 배움의 의지가 항상 충만하고 야무지게 일하는 야스카와 박, 수한이에게 고맙다는 말을 전하고 싶습니다. 그리고 짧은 인연이었지만 새로운 길을 도전하는 용기있는 준구에게 응원의 말을 하고 싶습니다. 배움에는 나이가 없다는 말을 몸소 보여주셔서 학문적인 귀감이 되어 주시는 오재환 선배님, 김평수 선배님, 오상진 선배님, 문찬희 선배님, 석종민 선배님께 감사의 말을 전합니다. 또한 롤 모델이자 진심어린 조언을 해주시는 창제형, 수진이 누나, 명섭이형 그리고 때론 친구 때론 대학원 선배로서 말도 잘 통하고 항상 잘 챙겨주는 소영이, 대학원 생활동안 배움의 자극제 역할을 해주셨던 정 많은 기훈이형에게 감사의 말을 전하고 싶습니다.

표면공학 연구실분들에게도 감사의 말을 전하고 싶습니다. 예능감이 뛰어난 분위기 메이커 준무형, 이제 유학을 떠나 더 심도 있는 공부를 하게 되시는 재욱이형, 동갑내기 친구로서 고민거리를 많이 나눴던 친절환 성화, 유쾌하시고 다정다감하신 조규장 선배님 그리고 이제 대학원의 첫 걸음을 내딛은 인혜, 한빈, 재혁이 그리고 엉뚱한 매력을 가진 종범이에게 감사의 말을 전하고 싶습니다. 같이 대학원 생활을 했던 웃음과정이 많은 헌석이형, 근육맨 민욱이, 밝은 멘탈 소유자 혜수, 자주 보자고 했지만 정말 보기 힘들었던 해상이형에게 고맙다는 말을 전하고 싶습니다.

학생인 제가 현장 실무경험까지 쌓을 수 있도록 도와주신 부산 레이저 기술지원 센터

터의 서정 센터장님, 박인덕 박사님, 이수진 박사님, 이광현 박사님, 천은준 박사님, 최광덕 선임님께 감사의 말씀을 전합니다. 그리고 만날 때마다 티타임을 함께 즐겼던 재만씨, 민기씨에게도 고맙다는 말을 전하고 싶습니다.

과제를 진행하면서 아낌없는 도움을 주셨던 포항산업과학연구원의 김성욱 박사님과 천창근 박사님께도 감사의 말씀을 전하고 싶습니다.

대학원 생활동안 저를 믿고 기도해주셨던 아버지, 어머니께 깊은 감사를 드리고 큰 꿈을 위해 타지에서 고생하고 있는 혜성이에게 힘내라는 말을 전하고 싶습니다.

이 논문을 쓰면서 저의 부족함을 더욱 더 느낄 수 있었던 시간이었습니다. 앞으로도 학문뿐만 아니라 마음가짐도 함께 갈고닦는데 더욱 열심을 내도록 하겠습니다. 다시 한번 머리 숙여 감사드립니다.

마지막으로 항상 내 옆에서 곳곳이 응원해주고 독려해주고 내가 힘들 때마다 나에게 큰 힘을 주었던 세상에서 가장 사랑하는 우리 한나에게 이 논문을 바칩니다.



2016년 8월

김지성